

# 海上通信プラットフォームの姿勢制御に関する研究

著者	富澤 裕至
学位授与機関	東京海洋大学
学位授与年度	2010
URL	<a href="http://id.nii.ac.jp/1342/00000949/">http://id.nii.ac.jp/1342/00000949/</a>

修士学位論文  
海上通信プラットフォームの姿勢制御に  
関する研究

平成 22 年度  
(2011 年 3 月)

東京海洋大学大学院  
海洋科学技術研究科  
海洋システム工学専攻

富澤 裕至

# 目 次

1	緒言	2
2	海上通信プラットフォームの減揺制御手法	5
2.1	実験システム	5
2.2	ロール運動についての運動方程式	9
2.3	運動方程式のパラメータ同定	10
2.3.1	パラメータ同定実験	10
2.3.2	パラメータ同定方法	10
2.3.3	実験結果および考察	11
2.4	微分制御を用いた減揺制御手法	13
2.4.1	制御則	13
2.4.2	実験方法	15
2.4.3	実験結果および考察	15
2.5	オブザーバとスイッチングを用いた減揺制御手法	18
2.5.1	制御則	18
2.5.2	実験方法	21
2.5.3	実験結果および考察	21
3	海上通信プラットフォームの方向制御手法	27
3.1	実験システム	27
3.2	運動方程式	29
3.3	運動方程式のパラメータ同定	30
3.3.1	パラメータ同定実験	30
3.3.2	同定計算	30
3.3.3	実験結果および考察	31
3.4	PD 制御を用いた方向制御手法	33
3.4.1	制御則	33
3.4.2	実験方法	33
3.4.3	実験結果および考察	34
3.5	スイッチングを用いた方向制御手法	39
3.5.1	制御則	39
3.5.2	実験方法	41
3.5.3	実験結果および考察	41
4	結言	46
	謝辞	47
	参考文献	48
付録	DEMaT'09 論文, IFAC CAMS 2010 論文, オブザーバと スイッチングを用いた減揺制御手法用プログラム (Visual C++)	51

# 1 緒言

本研究では、海洋環境の自動モニタリングを目的とし、海上における観測データを陸上の情報センターに無線 LAN で送信するような浮体装置（海上通信プラットフォームと称す）を想定し、そのプラットフォームの姿勢を一定に保つための制御手法の提案および実験による評価を行う。

近年、地球温暖化や、それに伴う異常気象などの事柄が大きな問題となっている一方、地球の 70 % は海で構成されていることから、海がこれらの環境変化にもたらす影響は大きいと考えられている [1], [2], [3]。そのため、地球温暖化や異常気象などのメカニズムの解明のために、観測ブイを用いた水温や塩分濃度などの海洋環境の観測が世界中の海で行われている [4]-[8]。

このように世界中の海で海洋観測が行われている中、海洋生態系の変化や海洋汚染の影響などの観測を行う目的で、水中カメラを装備した観測機械装置を用いた海洋動画情報の観測などが現在行われている [9], [10]。2002 年に本学で実施された Marine-IT プロジェクトに端を発して、本研究では水産資源の管理を目的として、定置網内の漁獲資源の動態を水中カメラで撮影し、その画像データを陸上の情報センターに送信するような観測浮体装置を想定している (図 1)。本研究ではこの装置のことを海上通信プラットフォームと称している。

このプラットフォームの陸上への通信手段としては、無線 LAN の使用を想定している。一般的に、無線 LAN は有線 LAN や衛星通信よりも設置が容易で低コストであるが、通信可能範囲が狭いので、本研究では指向性の高いアンテナを使用することで通信可能範囲を拡大することを計画している。しかし、実際の海上でこのプラットフォームを使用する場合、波や風などによるプラットフォームの動揺や方向変化は無線 LAN の通信にとって好ましくない。

そのため、本研究ではプラットフォームの姿勢を一定に保つための制御手法の提案を行う。なお、姿勢制御手法としては、ロール・ピッチ方向における動揺を軽減する減揺制御手法と、ヨー方向の変位を修正する方向制御手法について検討する。そして製作した実験用プラットフォームを使った制御実験を行って、考案した制御手法の有効性を評価する。

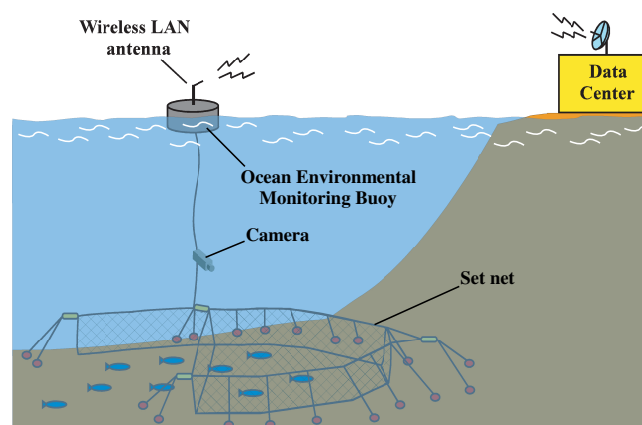


図 1: 海上通信プラットフォームによる観測システム



現在、船舶などの姿勢制御を行う際にはマス駆動式減揺装置やフィンスタビライザなどの様々な減揺アクチュエータが用いられているが[11]-[16]、本研究ではモーメントホイールを姿勢制御用アクチュエータとして使用した。モーメントホイールとは、ホイールを装着したモータを用いて反力トルクを得るようなアクチュエータのことである。特に、普段は円盤が静止しており（ゼロ状態）、制御時のみ稼働するものをゼロモーメントホイール（リアクションホイール）といい、常時高速回転させておいて角速度を変化させることで反力を変えるものをバイアスマーメントホイールという。このモーメントホイールの性能はホイールの質量とモータのトルクに依存しているので、反力トルクを大きくするためにはホイールを大きくするか、強力なモータを使用する必要がある。

また、モーメントホイールと原理のよく似た姿勢制御用アクチュエータとしては、コントロール・モーメント・ジャイロ (CMG) といったものが有名である[17]-[22]。CMG とは高速回転するホイールをジンバルで支持したものであり、外部からジンバルに角速度を与えると、ジャイロ効果によりその角速度と直行する方向に反力トルクを発生させる。さらに CMG には、ジンバルにモータなどで角速度を与えて反力トルクを発生させる能動型と、ダンパなどのブレーキにより反力トルクを発生させる受動型とがあり、この反力トルクの大きさは、ホイールの角運動量とジンバルの回転速度の積で決まる。そのため、モータを強力なものにせずともジンバルの回転速度さえ上げればトルクを大きくすることができるので、同程度の大きさのモータでもモーメントホイールよりも大きなトルクを出力することができる。

しかしその一方で、CMG はモーメントホイールよりも高価であり、また構造が複雑なため故障を起こしやすいという欠点がある。さらには、ホイールやジンバルの回転運動が他軸に影響を与えてしまうので、一軸ずつの独立した制御が行えなくなってしまうなどの問題もある。

そのため、本研究においては、制御対象がプラットフォームという比較的小型な構造物であり、また海域において多数設置することを想定しているので、姿勢制御用アクチュエータとしてはトルク出力の大きい CMG よりも、低コストで扱いの簡単なモーメントホイールのほうが適している。

本研究においては、2007 年度までに 1) 減揺制御実験用プラットフォームの製作、2) プラットホームのロール運動についての運動方程式を線形 2 次振動系と仮定してのパラメータ同定、3) ロール角の微分制御 (D 制御) により 2 次振動系における減衰係数を大きくして、減揺効果を高くする手法の有効性の実験による検証まで終了している。しかし、3) の研究において減衰係数  $\zeta$  の値が 0.1 までの場合は制御の有効性を確認できたが、それより大きな値の場合は逆に振動を助長してしまう結果となった。仮定したモデルにおいては  $\zeta$  の値が高いほどそれに比例して制御効果が高くなるはずであった。そのため、2008 年度の著者の卒論研究においてその原因究明を行った。卒論研究では、動力学モデル、減揺制御用実験システムにおける駆動系、実験水槽内に発生する反射波などの事柄に原因があると予想し、それぞれに対して検証を行った。その結果、減揺制御用実験システムにおいて使用されていた角度センサの時間遅れが原因であったことを確認したため、本研究では角速度センサ（ジャイロセンサ）を用いることとした。

本論文では第 2 章でロール・ピッチ方向における動揺を軽減する減揺制御手法につ

いて検討する．本研究で扱う海上通信プラットフォームは円柱型のものを想定しているため，ロール運動とピッチ運動についての運動方程式が同じものとなる．そのため，ここでは特にロール方向を対象にした減揺制御手法の提案を行う．まず，実験システムの説明を行い，次にロール運動についての運動方程式のパラメータの再同定を行う．パラメータ同定は過去の研究においてすでに行われているが，卒論研究において減揺制御用実験システムにおいて使用されていた角度センサの性能に問題があることが判明したため，その角度センサを使用して同定が行われた今までのパラメータは信頼性の低い値であると考えられる．

今回の研究では，角速度センサを使用してのパラメータ同定を行う．本研究で考案した減揺制御手法としては，まず初めに微分制御（D 制御）を用いた手法についての説明を行う．本研究の減揺制御用実験システムでは角速度センサのみの使用としているため，角速度情報から制御を行う D 制御のみを用いた．この手法の有効性を実験により評価する．

次に，オブザーバとスイッチングを用いた制御手法について説明を行う．この手法は，オブザーバで角度データを推定する目的と，実験システムにおけるモータのトルク飽和が制御性能を低下させているのではという予想から考案した．アクチュエータのトルク飽和を有する制御システムの制御問題は，近年注目を受け始めており，これまでにトルク飽和を有するシステムに対するさまざまな制御器設計や安定性解析などの研究が行われてきた [23]-[28]．関連研究として，スイッチングを用いた制御手法によるアクチュエータのトルク飽和の抑制に関する研究もいろいろと行われてきている [29]-[33] が，それらの多くは全ての状態量が取得可能という条件の下で研究が行われている．

ここで，本研究において考案した手法では，取得できない状態量が存在するという条件があるため，オブザーバを用いて不足している状態量の推定を行っている．さらにそのスイッチング手法の切り替え則においては，オブザーバの推定値からプラットフォームの振動エネルギーを計算し，その値を基に切り替え閾値を決定してゲインの異なるレギュレータを切り替え，モータのトルク飽和を抑える仕組みとなっている．この手法を用いた実験では，スイッチングを用いないで個々のレギュレータのみを用いた場合の実験も同時に行い，トルク飽和による制御性能の低下の有無の検証を行う．

第 3 章ではヨー方向の変位を修正する方向制御手法について検討する．まず，実験システムと，プラットフォームのヨー運動についての運動方程式についての説明を行う．その後さらにロール運動のときと同じ方法によりパラメータ同定を行う．本研究で考案した方向制御手法としては，まず初めに PD 制御を用いた制御手法についての説明を行う．本研究の方向制御用実験システムでは角度と角速度の両方を計測できるので，PD 制御を用いた制御手法を適用することができる．考案した制御手法は，減揺制御手法のときと同様に実験を行ってその有効性の評価を行う．最後に，方向制御手法においてもモータのトルク飽和の影響を考慮して，スイッチングを用いた制御手法を考案したので，それについての説明と，実験による有効性の評価を行う．

最後に，第 4 章で本論文の全体を通したまとめと今後の課題について言及する．

## 2 海上通信プラットフォームの減揺制御手法

本章では，海上における波や風などの影響により，海上通信プラットフォームのロール・ピッチ方向における動揺を軽減する減揺制御手法について検討を行う．なお，本研究で扱う海上通信プラットフォームは円柱型のものを想定しているため，ロール運動とピッチ運動についての運動方程式が同じものとなる．そのため，ここでは特にロール方向における減揺制御手法についてのみを説明することとする．

### 2.1 実験システム

#### ・減揺制御実験用プラットフォーム

本研究で製作したプラットフォームは，直径 410 mm 高さ 200 mm の塩化ビニル製円柱型浮体である (図 3)．その内部には実験用モーメントホイールとして DC サーボモータ (Re40 Maxon 社製) と，エンコーダ (HDEL5540 Maxon 社製) を装備しており，モータの定格出力は 150 W，最大連続トルクは 181 mNm，トルク定数は 30.2 mNm/A である (図 4)．ホイール部分は径 120 mm 厚さ 10 mm のアルミ製である．実験用プラットフォームの概略図を図 2 に示す．

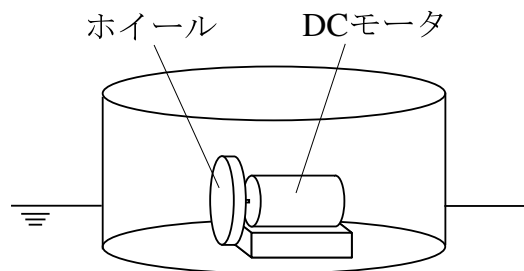


図 2: 減揺制御実験用プラットフォームの概要

#### ・電源およびモータドライバ

モータ用電源，エンコーダ用電源，モータドライバを 1 つにまとめて電源ボックスに装備している (図 5)．モータ用電源は DC12V を 2 個直列に，エンコーダ用電源は DC5V を使用している．モータドライバは TITechDriver PC-0121-2 (図工社製) をトルク制御モードで使用している．モータドライバの最大連続出力 450 W，モータ電流と指令電圧の出力比は 1:1 である．



図 3: プラットホーム模型

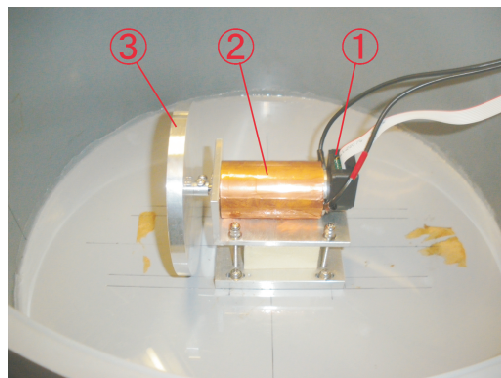


図 4: 内部アクチュエータ

エンコーダ  
DC モータ  
アルミ製ホイール

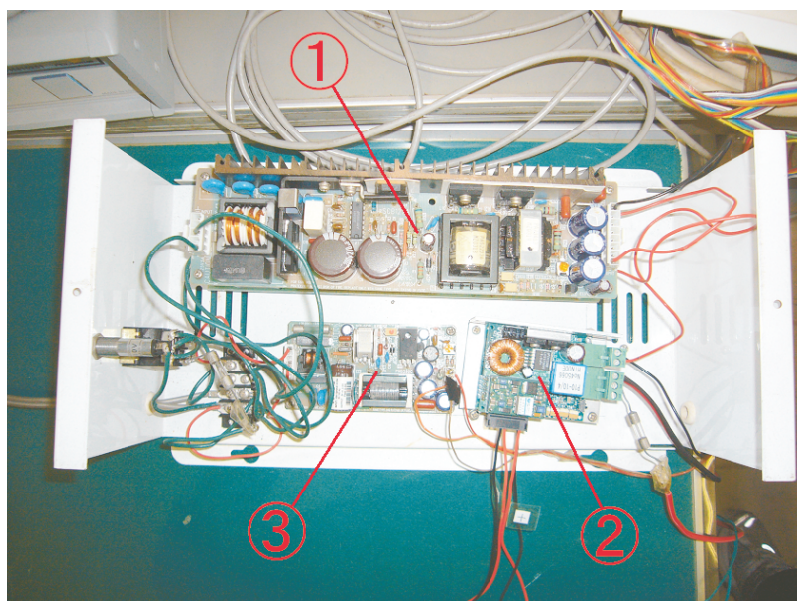


図 5: 電源ボックス

モータ用電源  
モータドライバ  
エンコーダ用電源

# ・計測制御システム

図 6 に計測制御システムを示す．図中の指令電圧は PC から制御アルゴリズムの指令として送る電圧信号，モータ電流はモータドライバからモータに直接出力される電流，電流モニタ用電圧はモータ電流をモニタリングするための電圧である．

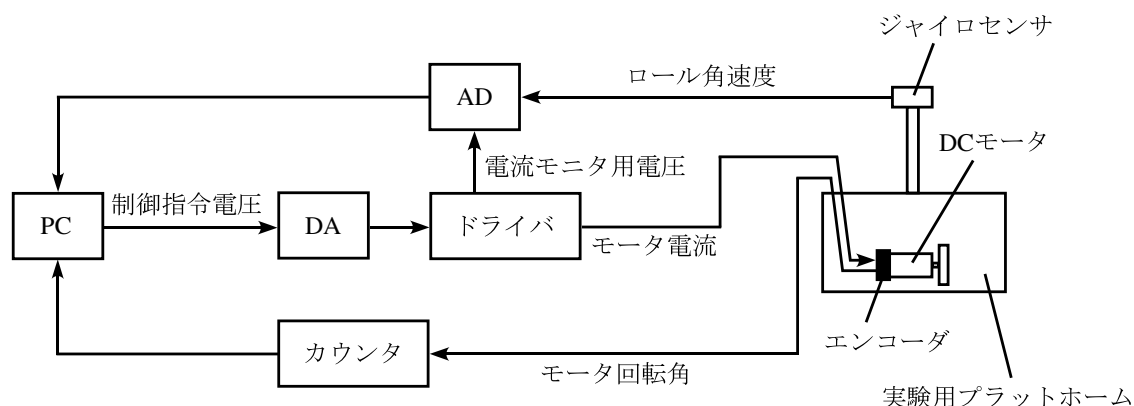


図 6: 減揺制御実験用計測制御システムの構成

制御用 PC として LATITUDE D520 (DELL 社製) を使用した．CPU は Intel Centrino Duo，クロックは 1.66 GHz，メモリは 1 GB である．制御用プログラムは Microsoft Visual C++6.0 により開発した．

角速度計測用センサとして MEMS シリコンリングジャイロセンサ CRS03-04 (SILICON SENSING 社製) (図 7) を使用した．このセンサの主な仕様は，使用限界加速度  $981.0 \text{ m/s}^2$ ，供給電源 5.00 V，測定範囲  $\pm 3.491 \text{ rad/s}$  である．

AD ボードとして PCI-3135 (Interface 社製)，DA ボードとして PCI-3336 (Interface 社製)，エンコーダカウンタボードとして PCI-6205C (Interface 社製) を使用した．各ボードの仕様を表 1 に示す．

表 1: 各ボードの仕様

	AD ボード	DA ボード
チャンネル数	シングルエンド: 16，差動: 8	4
入力レンジ	バイポーラ: $\pm 1 \text{ V}$ , $\pm 2.5 \text{ V}$ , $\pm 5 \text{ V}$ , $\pm 10 \text{ V}$	ユニポーラ: $0 \sim 5 \text{ V}$ , $0 \sim 10 \text{ V}$ バイポーラ: $\pm 5 \text{ V}$ , $\pm 10 \text{ V}$
分解能	16 bit	16 bit
変換時間	$10 \mu\text{s}$	$5 \mu\text{s}$
エンコーダカウンタボード		
チャンネル数	8	
入力方式	差動: DC5 V	
カウント長	24 bit	
最高入力周波数	2 MHz	

実験では，AD ボードは入力レンジを差動入力のバイポーラ  $\pm 10 \text{ V}$ ，DA ボードは入力レンジをバイポーラ  $\pm 10 \text{ V}$  と設定した．これによりモータドライバの電流出力

は  $\pm 10$  A 以内となり，モータのトルク定数  $30.2 \text{ mNm/A}$  から，モータの出力トルクは  $\pm 0.3 \text{ Nm}$  以内となる．

・実験用水槽

制御実験を行うための実験用水槽として，直径  $1500 \text{ mm}$ ，深さ  $600 \text{ mm}$  の組み立て水槽 (E-10B ナショナルマリンプラスチック社製) (図 8) を使用した．実験時には，水槽に約  $0.25 \text{ m}$  程度の水深とした．

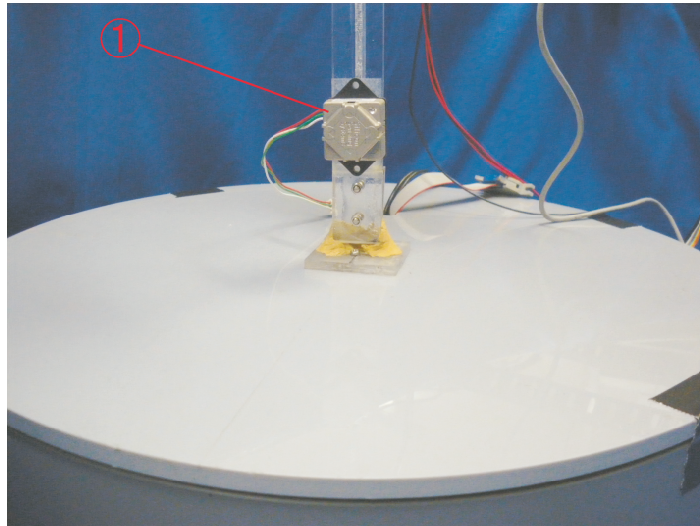


図 7: 角速度計測用ジャイロセンサ

ジャイロセンサ CRS03-04



図 8: 実験用水槽

## 2.2 ロール運動についての運動方程式

実験用プラットフォームの，重心を通る 1 軸まわりのロール運動についての運動方程式は次式で示される．

$$(J_1 - J_2)\ddot{x}(t) + d\dot{x}(t) + kx(t) = -u(t) \quad (1)$$

$J_1$  : 付加慣性を含めたプラットフォーム全体の慣性モーメント

$J_2$  : 制御用アクチュエータの慣性モーメント

$d$  : 粘性摩擦係数

$k$  : 復元力係数

$x(t)$  : プラットホームのロール角

$u(t)$  : アクチュエータのトルク

$t$  : 時間変数

ここで，状態変数として  $x_1 = x(t)$ ,  $x_2 = \dot{x}_1 = \dot{x}(t)$  を定義して (1) 式を状態方程式で表わすと，次式となる．

$$\dot{x} = Ax + Bu \quad (2)$$

$$y = Cx \quad (3)$$

$$x = \begin{bmatrix} x_1 & x_2 \end{bmatrix}^T, A = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -\frac{k}{J_1 - J_2} & -\frac{d}{J_1 - J_2} \end{bmatrix},$$
$$B = \begin{bmatrix} 0 \\ -\frac{1}{J_1 - J_2} \end{bmatrix}, C = \begin{bmatrix} 0 & 1 \end{bmatrix}$$

なお， $C = [0 \ 1]$  となるのは，減揺制御用実験システムでは角速度センサのみの使用としているため  $x_2$  のデータしか得られないためである．

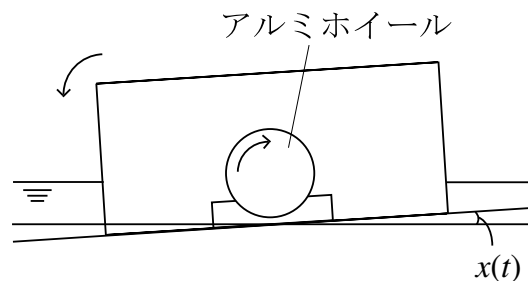


図 9: プラットホームのロール運動の概要



## 2.3 運動方程式のパラメータ同定

実験用プラットフォームモデルのロール運動についての運動方程式 (1) 式における未知のパラメータ  $J_1, d, k$  の同定は、すでに過去の研究において行われているが、その実験の際に使用した角度センサの計測精度に問題があったことが判明したため、パラメータ同定をやり直す必要があった。そこで、今回はジャイロセンサのみを用いて  $\dot{x}$  のデータから同定を行うこととした。パラメータ同定手順としては、まずパラメータ同定実験を行い、そこで得られたデータを用いてパラメータ値の算出を行う。

### 2.3.1 パラメータ同定実験

パラメータ同定実験として正弦波強制振動実験を行った。実験では、モータ自身で振幅 0.3 Nm, 周期 1 s の正弦波状トルクにより振動を起こしてプラットフォームを動揺させ、その運動を計測する。計測時間 30 s, サンプリング周期 10 ms として、3 回ずつ実験を行った。

### 2.3.2 パラメータ同定方法

パラメータ同定方法として、非線形最小二乗法による最適化計算をおこなう方法を採用した。実験により得られた状態量の計測データを  $x(jT)$  ( $j = 1, 2, 3, \dots, n; T$ : サンプリング周期), 任意の初期設定パラメータ  $p = [J_1, d, k, \theta_0]$  を運動方程式 (1) に代入してシミュレーションすることで得られた状態量のデータを  $\hat{x}(jT)$  としたとき、その二つの値の誤差の二乗和  $E(p)$  を次式で定義する。

$$E(p) := \sum_{j=1}^n e_j^2 \quad (4)$$

$$e_j := \hat{x}(jT) - x(jT) \quad (5)$$

このとき、パラメータ  $p = [J_1, d, k]$  は  $E(p)$  が最小となるように決定した。なお、計算の際には MATLAB の `lsqnonlin` ツールを、パラメータの範囲設定オプションを適用して使用した。`lsqnonlin` ツールのアルゴリズムは、範囲による制約付き問題を解く場合は `reflective Newton 法` (準ニュートン法) を使用する。また、計算の際には、実験開始から 10 s までの初期振動データを除いて行った。



### 2.3.3 実験結果および考察

パラメータ同定結果を表2に示す．さらに，このパラメータ値を使ったシミュレーションと，同定実験における実測値とを比較したグラフを図10-12に示す．図から，振動し始めてから5 sまでの間はシミュレーション結果と実測値とがかけ離れているが，5 s後からはよく一致していることがわかる．この原因として，実際の粘性摩擦係数項は非線形であるのに対して，本研究では線形な項として扱っているため，という理由が考えられる．この運動方程式の非線形性についての解析は，本研究の今後の課題であるが，この程度のパラメータ誤差であれば制御設計をする際の支障とはならないと判断したため，本研究ではこの同定結果を用いる．

表 2: ロール運動についての運動方程式のパラメータ

パラメータ	値	単位
$J_1$	0.6791	$\text{kg}\cdot\text{m}^2$
$J_2$	$4.000 \times 10^{-4}$	$\text{kg}\cdot\text{m}^2$
$d$	0.3405	$\text{Nm/s}$
$k$	$0.2394 \times 10^2$	$\text{Nm}$

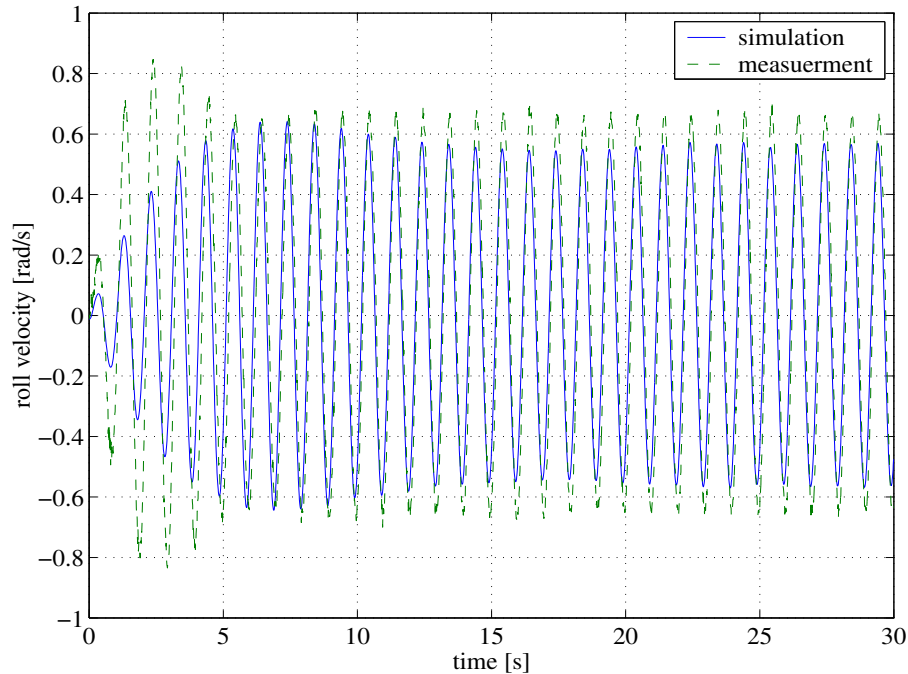


図 10: 実測値とシミュレーションの比較-1

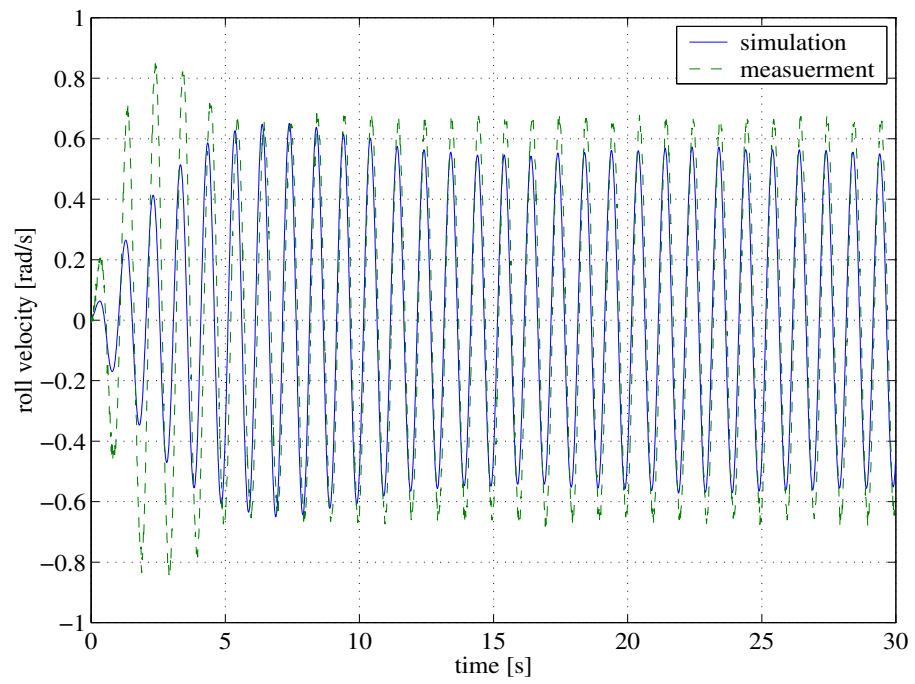


図 11: 実測値とシミュレーションの比較-2

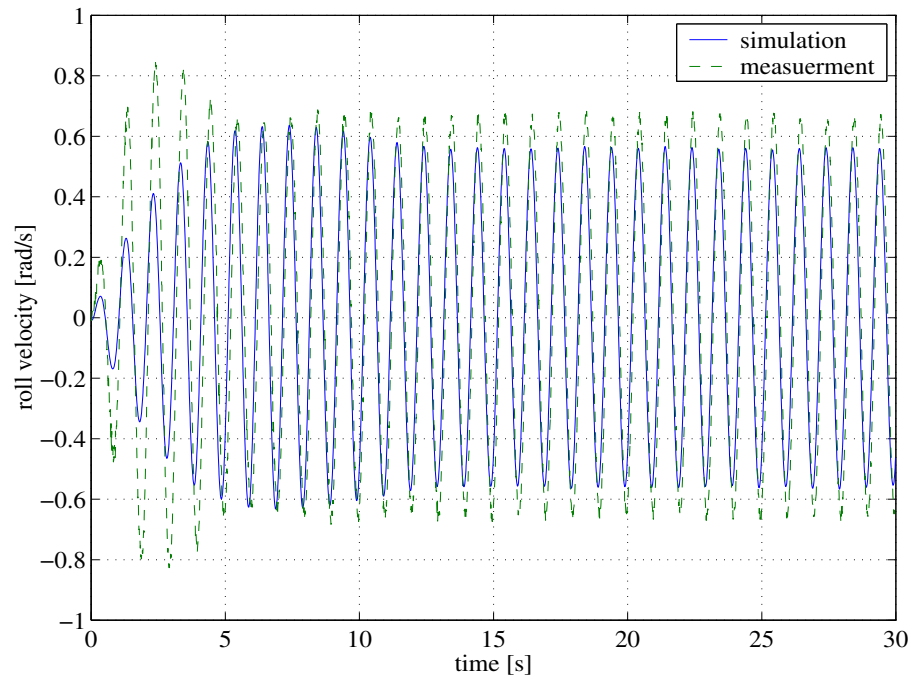


図 12: 実測値とシミュレーションの比較-3

## 2.4 微分制御を用いた減揺制御手法

### 2.4.1 制御則

海上通信プラットフォームの減揺制御手法として、まず初めに微分制御（D 制御）を用いた手法を考案した。D 制御においては、制御トルク  $u(t)$  は角速度  $\dot{x}$  に比例したフィードバックゲインとなる。

$$u(t) = K_d \dot{x}(t) \quad (6)$$

$K_d$ : 微分ゲイン

式 (6) を (1) に代入すると、

$$(J_1 - J_2)\ddot{x}(t) + (d + K_d)\dot{x}(t) + kx(t) = 0. \quad (7)$$

ここで、 $x_1 = x(t)$ ,  $x_2 = \dot{x}_1 = \dot{x}(t)$  として (7) 式を状態方程式で表すと、次式となる。

$$\dot{x} = Ax + Bu \quad (8)$$

$$u = -Fx \quad (9)$$

$$x = \begin{bmatrix} x_1 & x_2 \end{bmatrix}^T, A = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -\frac{k}{J_1 - J_2} & -\frac{d}{J_1 - J_2} \end{bmatrix},$$
$$B = \begin{bmatrix} 0 \\ -\frac{1}{J_1 - J_2} \end{bmatrix}, F = \begin{bmatrix} 0 & K_d \end{bmatrix}$$

同様に、PD 制御を用いた手法も考案した。PD 制御においては、制御トルク  $u(t)$  は P 制御による角度  $x(t)$  に比例したフィードバックゲインと D 制御による角速度  $\dot{x}(t)$  に比例したフィードバックゲインとなる。

$$u(t) = K_p x(t) + K_d \dot{x}(t) \quad (10)$$

$K_p$ : 比例ゲイン

$K_d$ : 微分ゲイン

式 (10) を (1) に代入すると、

$$(J_1 - J_2)\ddot{x}(t) + (d + K_d)\dot{x}(t) + (k + K_p)x(t) = 0. \quad (11)$$

また ,  $x_1 = x(t)$ ,  $x_2 = \dot{x}_1 = \dot{x}(t)$  として (11) 式を状態方程式で表すと , 次式となる .

$$\dot{x} = Ax + Bu \quad (12)$$

$$u = -Fx \quad (13)$$

$$x = \begin{bmatrix} x_1, x_2 \end{bmatrix}^T, A = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -\frac{k}{J_1 - J_2} & -\frac{d}{J_1 - J_2} \end{bmatrix},$$

$$B = \begin{bmatrix} 0 \\ -\frac{1}{J_1 - J_2} \end{bmatrix}, F = \begin{bmatrix} 0 & K_d \end{bmatrix}$$

一般的には , D 制御よりも PD 制御のほうが制御性能は高い . しかし , 減揺制御用実験システムでは角速度センサのみの使用としているため , PD 制御を適用するためには角速度を積分するか , オブザーバで推定して角度情報を得る必要がある . よって , 今回は角速度を積分する方法で PD 制御を適用したが , この場合 , 長期計測における積分誤差の蓄積により , かえって D 制御よりも制御性能が落ちることが予想される . そのことを検証するために , それぞれの制御手法を用いた制御実験を行う .

ここで , 実験の際の , 微分ゲイン  $K_d$  と比例ゲイン  $K_p$  のパラメータ設定方法について説明する . 一般的に , 機械システムの二次振動系の標準形は次式のように表される .

$$\ddot{x} + 2\zeta\omega\dot{x} + \omega^2x = 0 \quad (14)$$

式中の  $\zeta$  は減衰係数といい , そのシステムの振動の減衰の程度を表しており , この値が大きいほど減衰が早くなる . ただし ,  $\zeta = 1$  で臨界減衰となり ,  $\zeta > 1$  で過減衰となる .  $\omega$  はそのシステムの固有振動数であり , この値が大きいほど速い振動となり , 応答は短時間で目標値に収束する . 本実験システムの減衰係数  $\zeta = 4.224 \times 10^{-2}$  , 固有振動数  $\omega = 5.939$  rad/s である .

ここで , 微分ゲイン  $K_d$  の設定の際には , 減衰係数  $\zeta$  の値を指定することにより設定した . D 制御を用いた手法では , 式 (7), (14) より ,

$$K_d = 2\zeta\sqrt{(J_1 - J_2)k} - d \quad (15)$$

となるので , 減衰係数  $\zeta = 0.2, 0.4$  となるように  $K_d = 1.272, 2.885$  と設定した . PD 制御を用いた手法においては , 比例ゲイン  $K_p$  の値を一律 100 に設定して , 減衰係数  $\zeta = 0.2, 0.4$  とした . よって , 式 (11), (14) より ,

$$K_d = 2\zeta\sqrt{(J_1 - J_2)(k + K_p)} - d \quad (16)$$

と、 $K_d=3.329, 6.998$  とそれぞれ設定した。

さらに、定常状態における制御トルクのオーバーシュートを防ぐ目的で、D 制御では  $-0.05 \sim 0.05 \text{ rad/s}$ 、P 制御では  $-0.02 \sim 0.02 \text{ rad}$  の範囲で不感帯を設定した。この不感帯は、計測値あるいは推定値がこの範囲の値となると制御トルクを止めるような仕組みとなっている。

#### 2.4.2 実験方法

実験の計測時間  $10 \text{ s}$ 、サンプリング周期  $10 \text{ ms}$  とし、

1. 最初の  $2.2 \text{ s}$  間で、モータ自身で振幅  $0.3 \text{ Nm}$ 、周期  $0.5 \text{ s}$  の正弦波状トルクにより初期振動を起こしてプラットホームを動揺させる。
2. その後  $2.2 - 10 \text{ s}$  間で制御手法を適用し、その制御効果を計測する。

また、制御性能を比較検証する目的で、制御パターンを D 制御、PD 制、制御無しの 3 通りとし、それぞれ 3 回ずつ実験を行った。

#### 2.4.3 実験結果および考察

実験結果は、 $\zeta = 0.2, 0.4$  で D 制御をかけたとき (D control) と制御無しするとき (Non control) を比較したものを図 13, 14 に示す。また、 $\zeta = 0.2, 0.4$  で D 制御をかけたときと PD 制御をかけたとき (PD control) を比較したものを図 15, 16 に示す。グラフの縦軸はロール角速度  $[\text{rad/s}]$ 、横軸は実験時間  $[\text{s}]$  である。

図 13, 14 から、 $4 - 7 \text{ s}$  付近における制御性能は、D 制御、PD 制御ともに  $\zeta=0.2$  より  $\zeta=0.4$  のほうが高いことがわかる。また、全体的に  $7 \text{ s}$  を過ぎると、いったん抑えられた振動が再び起こっていることから、実験水槽内で反射波が発生していることが予想される。D 制御ではこの反射波の影響を多少抑えることに成功しているが、PD 制御では逆に制御無しするとき以上に振動してしまっている。これは、反射波の影響に加えて、積分誤差の蓄積により制御入力の値が本来より大きくなってしまったためと考えられる。このことから、本研究の減揺制御用実験システムにおいては速度データを積分することによる PD 制御を用いた制御手法よりも D 制御を用いたもののほうがよい制御効果が得られた。

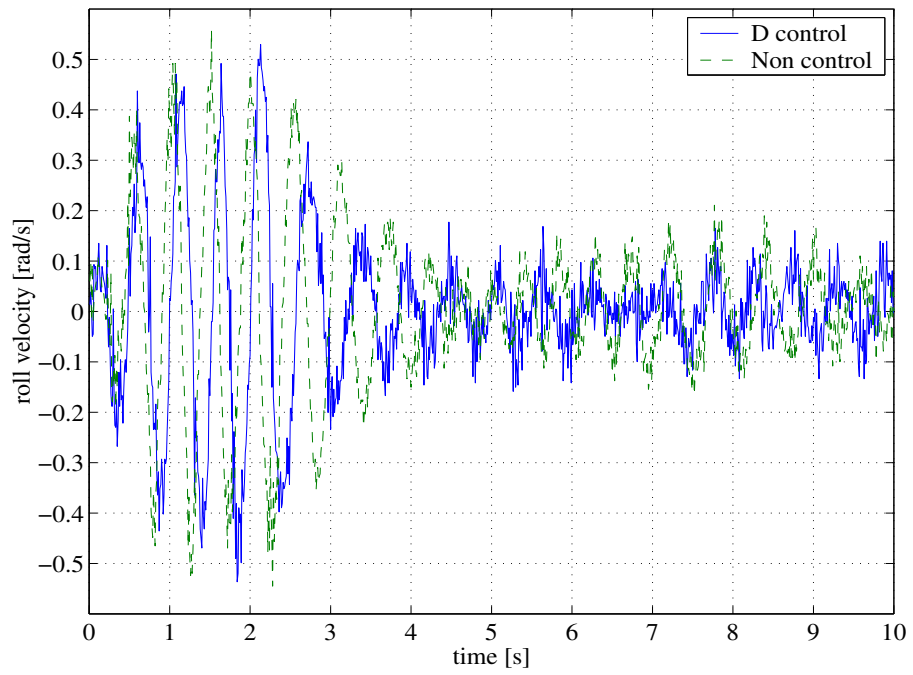


図 13: 実験結果 (D 制御 ( $\zeta=0.2$ ) - 制御無し)

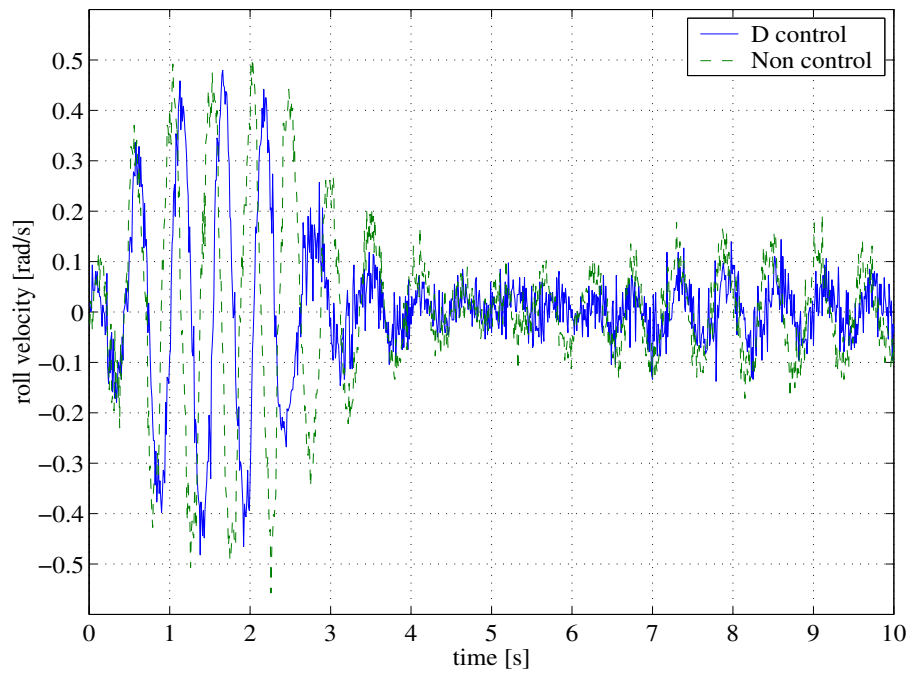


図 14: 実験結果 (D 制御 ( $\zeta=0.4$ ) - 制御無し)

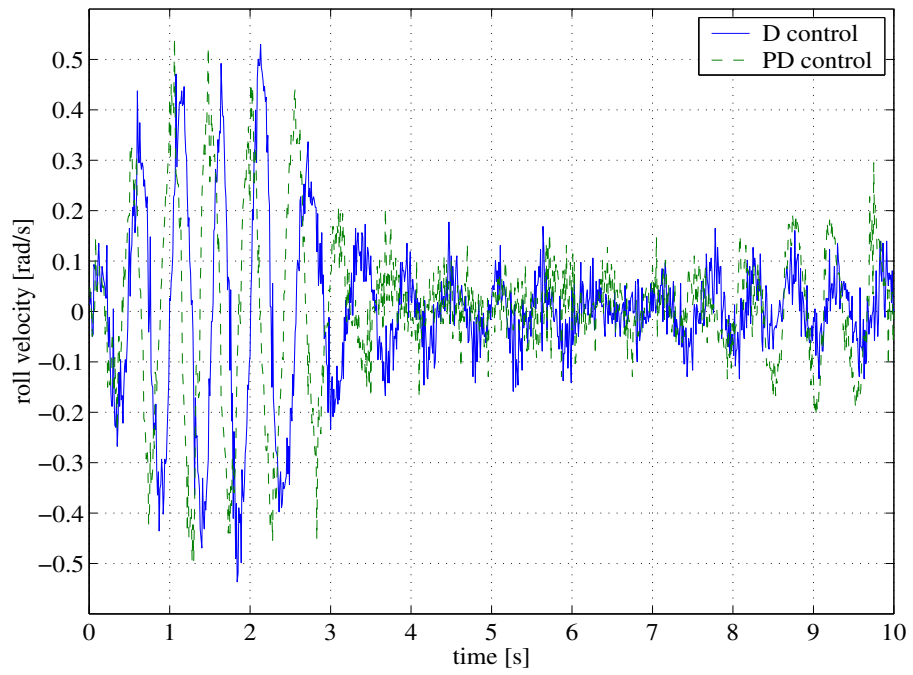


図 15: 実験結果 ( D 制御 ( $\zeta=0.2$ ) - PD 制御 ( $\zeta=0.2, Kd=100$ ) )

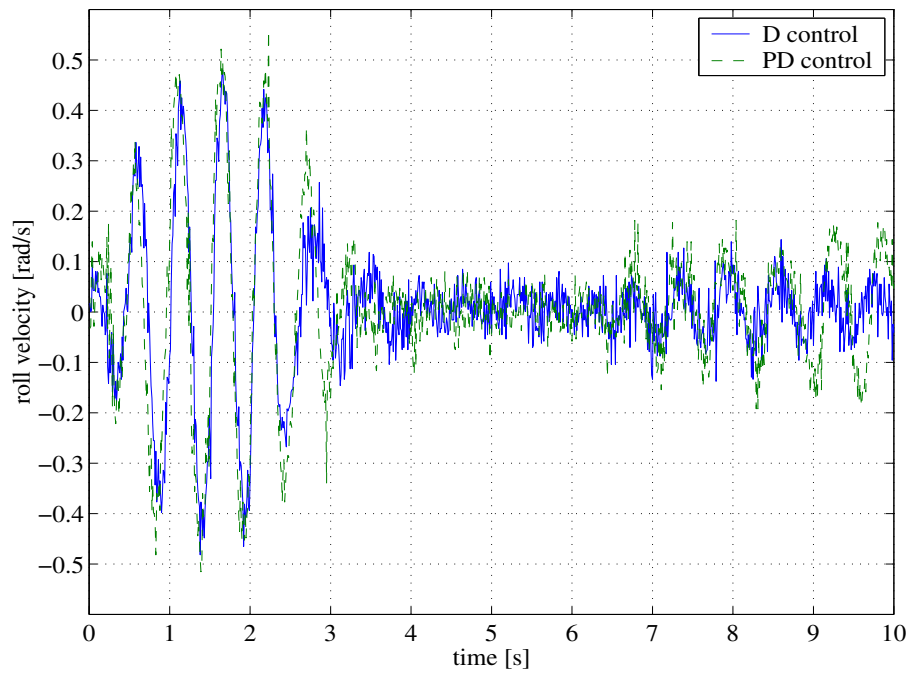


図 16: 実験結果 ( D 制御 ( $\zeta=0.4$ ) - PD 制御 ( $\zeta=0.4, Kd=100$ ) )

## 2.5 オブザーバとスイッチングを用いた減揺制御手法

海上通信プラットフォームの減揺制御手法として、オブザーバとスイッチングを用いた制御手法を考案した。オブザーバを用いる理由としては、本研究の減揺制御用実験システムでは角速度センサのみを使用しているため、角度データを推定するためである。また、スイッチングは、制御時において発生するモータのトルク飽和を抑えるために用いる。海上通信プラットフォームの姿勢制御システムにおいては、搭載可能容積や電力供給量などに制限があるので、あまり強力なモータを使用することはできない。そのため、過剰な制御入力や要求や予想を超えた外乱の発生などによりモータのトルク飽和が起こることが予想される。モータのトルク飽和が起こると、システムの制御性能が低下したり、場合によってはシステムが不安定化するおそれがある。また、長期間にわたってトルク飽和を起こしてしまうと、電源エネルギーの多大な浪費やモータの故障を招くことが予測される。この手法では、オブザーバの推定値から算出したプラットフォームの振動エネルギーの値を閾値にして、ゲインの異なるレギュレータを切り替えることでモータのトルク飽和を抑制する。

### 2.5.1 制御則

モータのトルク飽和を考慮にいたしたロール運動についての運動方程式は、(1) 式の入力項を改めて次式で表される。

$$(J_1 - J_2)\ddot{x}(t) + d\dot{x}(t) + kx(t) = \text{sat}(u(t)) \quad (17)$$

ここで、式中の  $\text{sat}(u(t))$  は飽和関数であり、

$$\text{sat}(u) = \begin{cases} u & (|u| \leq \bar{u}) \\ \bar{u} & (|u| > \bar{u}) \end{cases} \quad \bar{u} : \text{飽和境界} \quad (18)$$

と定義される。

さらに、 $x_1 = x(t)$ ,  $x_2 = \dot{x}_1 = \dot{x}(t)$  として (38) 式を状態方程式で表すと、次式となる。

$$\dot{x} = Ax + B\text{sat}(u) \quad (19)$$

$$y = Cx \quad (20)$$

$$x = \begin{bmatrix} x_1 & x_2 \end{bmatrix}^T, A = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -\frac{k}{J_1 - J_2} & -\frac{d}{J_1 - J_2} \end{bmatrix},$$

$$B = \begin{bmatrix} 0 \\ -\frac{1}{J_1 - J_2} \end{bmatrix}, C = \begin{bmatrix} 0 & 1 \end{bmatrix}$$

今回は角度データを推定する目的でオブザーバを用いた。さらに、実験システムにおけるモータのトルク飽和が制御性能を低下させているのではという予想から、ス



イッチング手法も用いることとした．スイッチング手法では，オブザーバの推定値から算出したプラットフォームの振動エネルギー  $P(\hat{x})$ :

$$P(\hat{x}) = \frac{1}{2} \hat{x}^T Q \hat{x}, \quad (21)$$

$$Q = \begin{bmatrix} k & 0 \\ 0 & J_1 - J_2 \end{bmatrix} \quad (22)$$

の値を閾値にして，ゲインの異なる二つのレギュレータゲイン  $F_1, F_2$  を切り替えることでモータのトルク飽和を抑制する．この制御則を次式で示す．

$$\dot{\hat{x}} = (A - LC)\hat{x} + B \text{sat}(u) + Ly \quad (23)$$

$$u = -F_i \hat{x} \quad i \in I_2 := \{1, 2\} \quad (24)$$

$L$  はオブザーバゲインである．また，インデックス関数  $i(\hat{x})$  は以下のように定義される．

$$i(\hat{x}) = \begin{cases} 1 & (P(\hat{x}) > \bar{P}) \\ 2 & (P(\hat{x}) \leq \bar{P}) \end{cases} \quad \bar{P} : \text{切り替え閾値} \quad (25)$$

今回の研究では，切り替え閾値  $\bar{P}=0.01$  と設定した．また，オブザーバの極を  $[-45, -50]$ ，低ゲインレギュレータの閉ループシステムの極を  $[-0.6192+6.2698i, -0.6192-6.2698i]$ ，高ゲインレギュレータの閉ループシステムの極を  $[-1.7243+6.4141i, -1.7243-6.4141i]$  と設定した．このとき，オブザーバゲイン  $L$ ，低ゲインレギュレータゲイン  $F_1$ ，高ゲインレギュレータゲイン  $F_2$  の値は以下となる．

$$F_1 = \begin{bmatrix} -3.0000 & -0.5000 \end{bmatrix},$$

$$F_2 = \begin{bmatrix} -6.0000 & -2.0000 \end{bmatrix},$$

$$L = \begin{bmatrix} -62.7876 \\ 94.4983 \end{bmatrix}$$

なお，減揺制御用実験システムの飽和境界  $\bar{u}=0.3$  である．このとき，位相平面上のスイッチング境界は以下の楕円で表される．

$$\frac{x_1^2}{\left(\frac{1}{\sqrt{50k}}\right)^2} + \frac{x_2^2}{\left(\frac{1}{\sqrt{50(J_1-J_2)}}\right)^2} = 1 \quad (26)$$

また，低ゲインレギュレータのときの飽和境界:

$$\begin{cases} x_2 = -6x_1 + 0.6 \\ x_2 = -6x_1 - 0.6 \end{cases} \quad (27)$$

高ゲインレギュレータのときの飽和境界:

$$\begin{cases} x_2 = -3x_1 + 0.15 \\ x_2 = -3x_1 - 0.15 \end{cases} \quad (28)$$

とそれぞれ表される．このスイッチング境界と各レギュレータの飽和境界を表した位相平面図を図 17 に示す．図中で灰色の円で示された領域が高ゲインレギュレータの領域であり， $x = [x_1, x_2]$  の軌道がこの領域に入ると，(25) 式のインデックス関数が 1 から 2 へと切り替わり高ゲインレギュレータが適用される．また，図中の紫色で示された領域は高ゲインレギュレータのときの制御トルクの飽和領域であり，橙色で示された領域は両方のレギュレータに共通する制御トルクの飽和領域である．これらの領域内では，レギュレータの制御トルクの値が  $\bar{u}$  Nm に固定される．

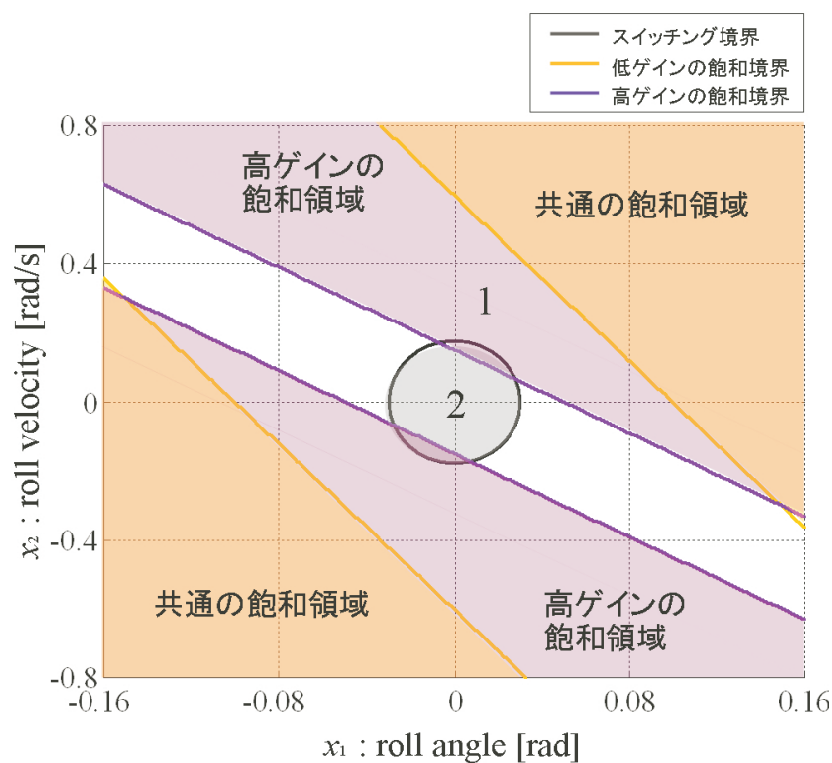


図 17: 減揺制御システムのスイッチング境界と飽和境界

### 2.5.2 実験方法

実験の計測時間 15 s，サンプリング周期 10 ms とし，

1. 最初の 5 s 間で，モータ自身で振幅 0.3 Nm，周期 1 s の正弦波状トルクにより初期振動を起こしてプラットフォームを動揺させる．
2. その後 5 - 15 s 間で制御手法を適用し，その制御効果を計測する．

また，トルク飽和による制御性能の低下の有無を検証する目的で，制御パターンをスイッチング制御手法，低ゲインレギュレータ  $F_1$  のみ，高ゲインレギュレータ  $F_2$  のみの 3 通りとし，それぞれ 3 回ずつ実験を行った．

### 2.5.3 実験結果および考察

実験結果として，まずオブザーバの精度を検証するために実測ロール角速度と，オブザーバで推定したロール角速度を比較したグラフを以下の図 18 に示す．また，実測ロール角速度と，オブザーバで推定したロール角度の差分データを比較したグラフを図 19 に示す．なお，図 19 の差分データは，高周波ノイズを小さくする目的でデータの 5 つごとの平均値をとったものを載せている．図より，オブザーバの推定値が実測値とほぼ一致していることから，このオブザーバの信頼性が高いことがわかる．よって，オブザーバから推定されるロール角度と振動エネルギーのデータも信頼性の高いものであると判断することができる．

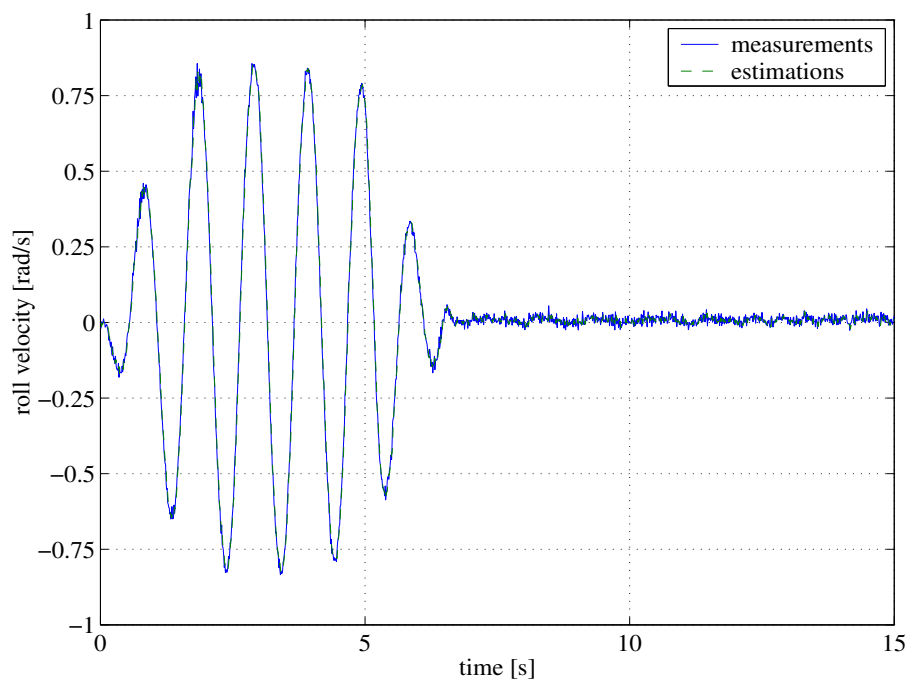


図 18: ロール角速度の実測値と推定値の比較

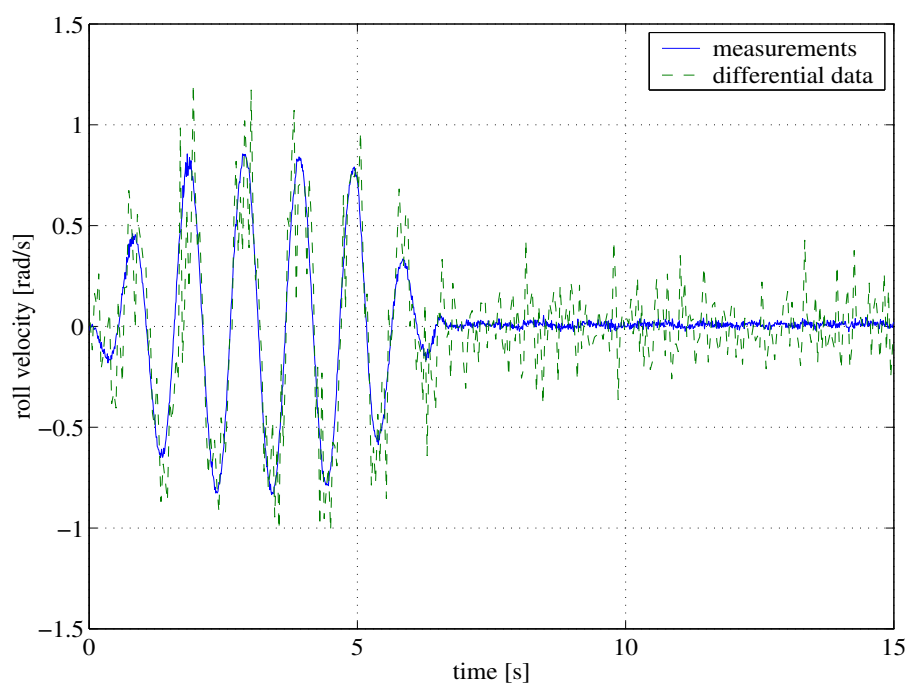


図 19: ロール角速度の実測値と推定差分との比較

ロール角速度，ロール角度，制御トルク，振動エネルギーの実験結果を図 20 - 23 に示す．また，ロール角速度とロール角度の実験結果を位相平面図にしたものを図 24 に示す．なお，実験結果は，スイッチング手法，低ゲインレギュレータのみ，高ゲインレギュレータのみのときのものを同図に示してある．

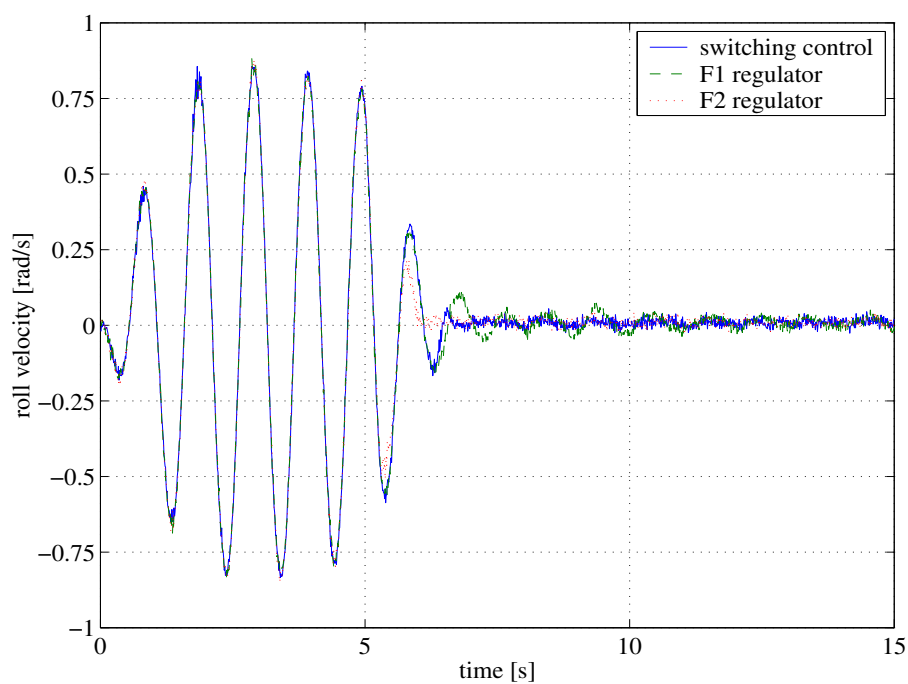


図 20: 実験結果（ロール角速度）

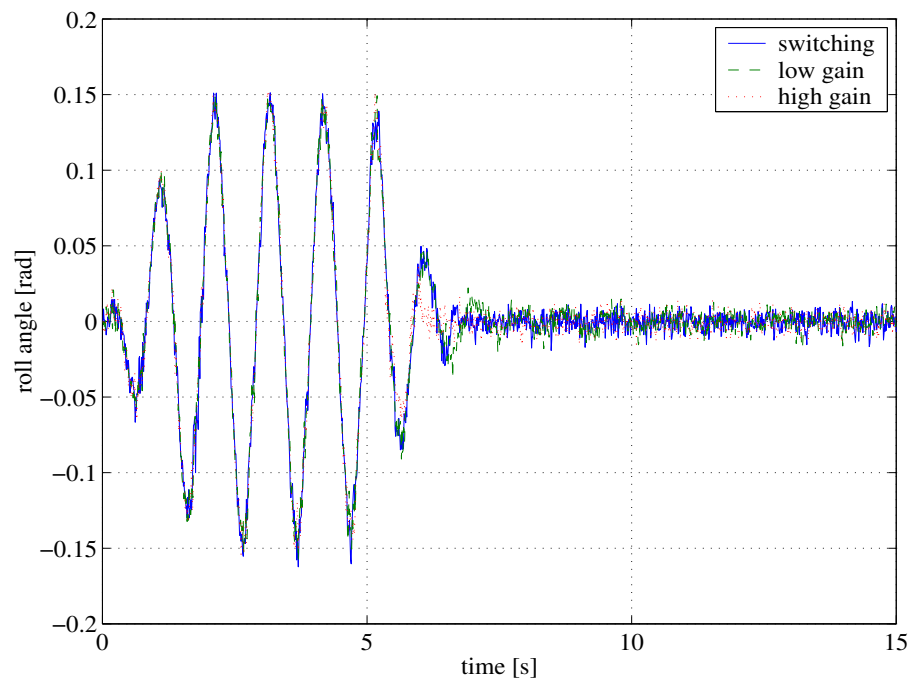


図 21: 実験結果 (ロール角度)

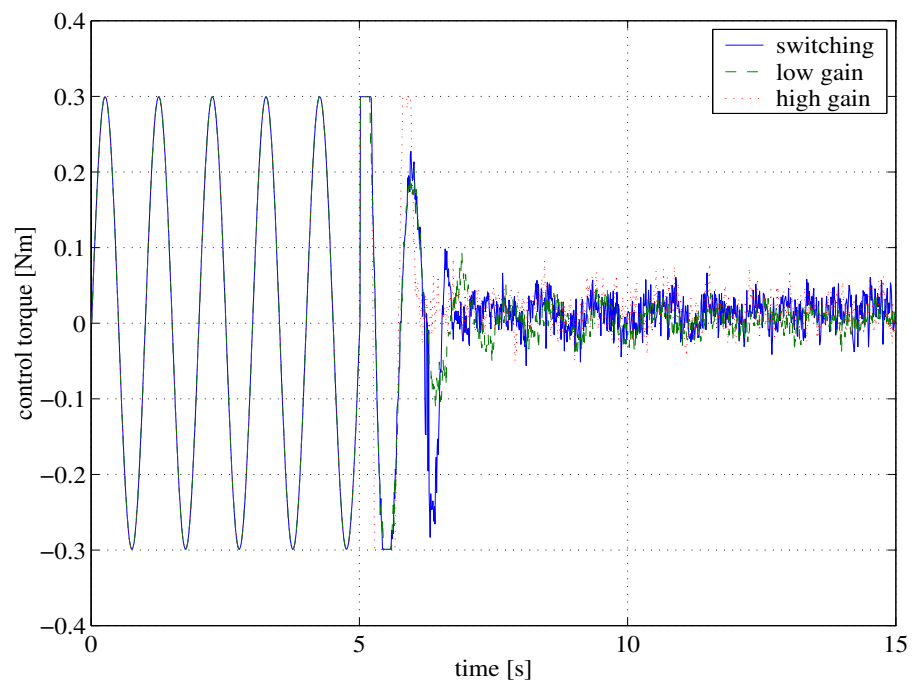


図 22: 実験結果 (制御トルク)

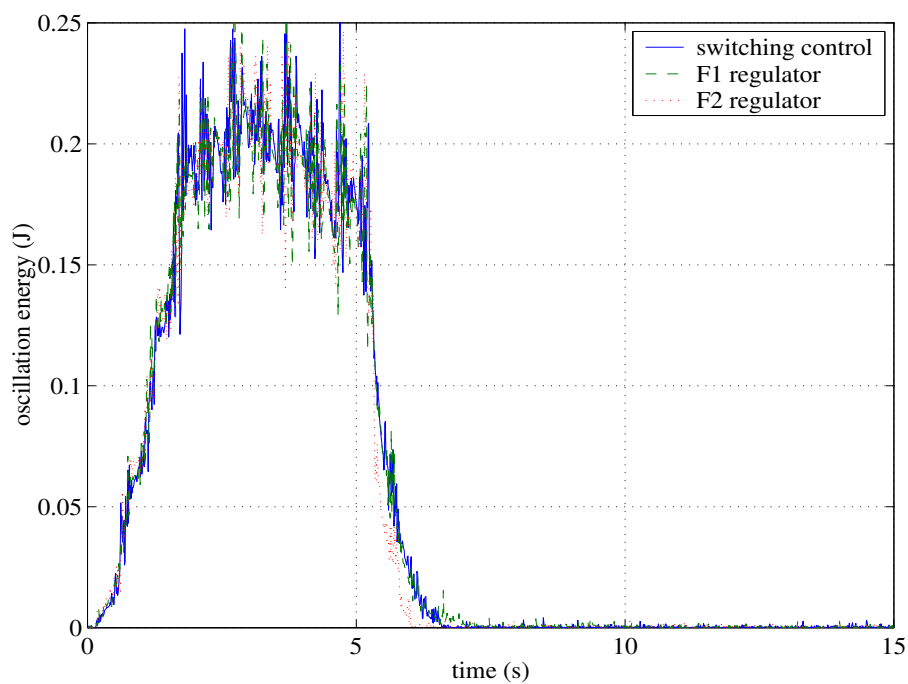


図 23: 実験結果 ( 振動エネルギー )

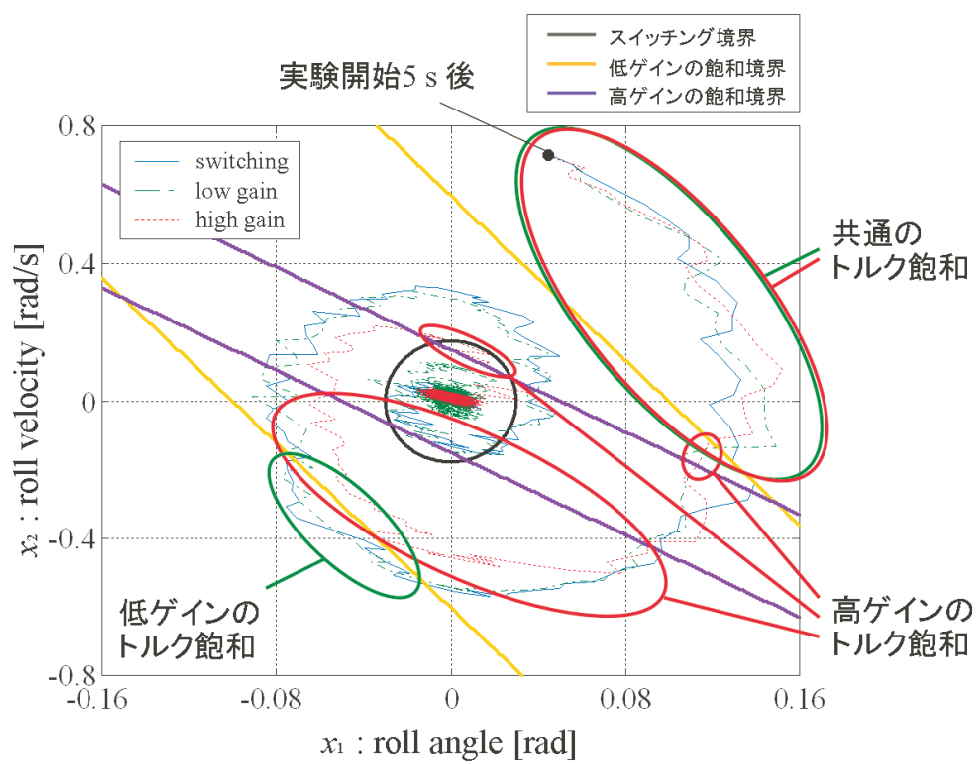


図 24: 実験結果の位相平面図

ここでさらに、3者の制御効果の違いを明確にするために、推定振動エネルギーの実験結果(図23)の、制御が行われた5 - 15 s 間について拡大したグラフを図25に示す。加えて、5 - 15 s の制御期間を過渡状態(5 - 7 s)と定常状態(7 - 15 s)に分けたときの、それぞれの振動エネルギーの平均値を計算したものを表3に示す。

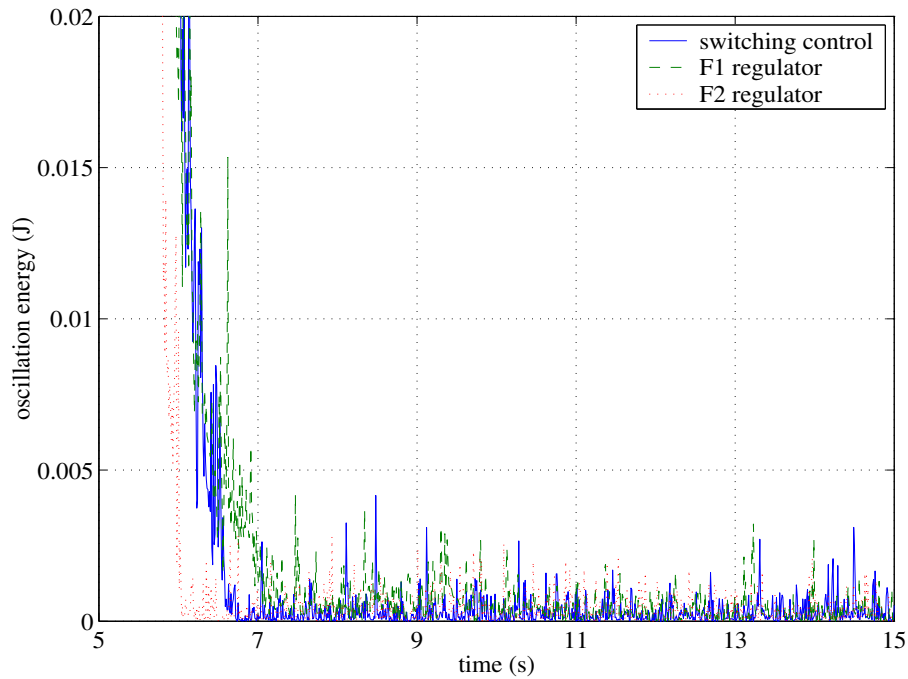


図 25: 図 23 ( 振動エネルギー ) の 5 - 15 s 間の拡大図

表 3: 振動エネルギーの平均値

制御手法	過渡状態 (5 - 7 s)	定常状態 (7 - 15 s)
スイッチング手法	$8.762 \times 10^{-2} J$	$4.725 \times 10^{-4} J$
低ゲインレギュレータ	$8.804 \times 10^{-2} J$	$1.286 \times 10^{-3} J$
高ゲインレギュレータ	$8.554 \times 10^{-2} J$	$3.030 \times 10^{-4} J$

図 20, 21, 25 をみると, 制御効果がもっとも高いのは高ゲインレギュレータであることがわかる。表 3 ではそのことを数値的に裏付けており, 5 - 7 s の制御過渡期, 7 - 15 s の定常期において高ゲインレギュレータが最も低い値をとっていることがわかる。ここで注目すべきことは, スイッチング制御の振動エネルギーが, 高ゲインレギュレータのものに近い値をとっていることである。特に, 定常期においてはスイッチング制御のエネルギー値は低ゲインレギュレータとの差が大きく, 高ゲインレギュレータに近い値をとっている。このことから, 考案した制御手法が高ゲインレギュレータに近い制御性能を有していることがわかる。

その一方で, 図 22, 24 から 3 者のモータのトルク飽和の発生の程度をみてみると, スイッチング制御が低ゲインレギュレータとほぼ同程度までにトルク飽和を抑えることに成功していることが観察できる。

これらのことから, 考案した制御手法は, 高ゲインレギュレータのものと近い制御性能を有しながら, 低ゲインレギュレータと同程度のトルク飽和であることがわかる。これにより, この制御手法がトルク飽和を抑えるのに有効であることを確認することができた。しかし, 今回の実験からは, トルク飽和により制御性能が低下するなどの影響は見られなかったため, スイッチング手法が海上通信プラットフォームの減揺制御手法としての有効性については結論付けることはできなかった。



### 3 海上通信プラットフォームの方向制御手法

本章では，プラットフォームのヨー方向の変位を修正する方向制御手法について検討を行う．

#### 3.1 実験システム

- ・ 方向制御実験用プラットフォーム

方向制御実験用プラットフォームは，減揺制御手法の研究の際に使用したプラットフォームのモータを鉛直方向に設置してヨー方向に対応させたものである．方向制御実験用プラットフォームの概略図と，プラットフォームの内部を図 26，27 にそれぞれ示す．

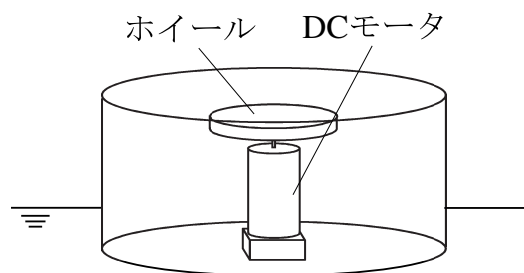


図 26: 方向制御実験用プラットフォームの概略

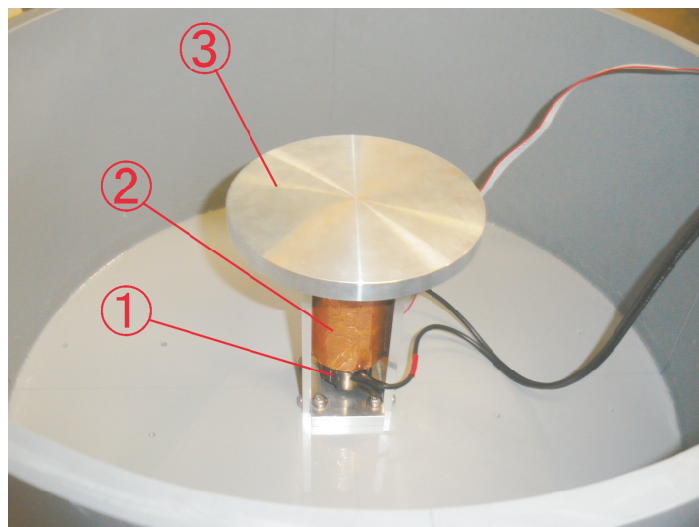


図 27: 内部アクチュエータ

エンコーダ  
DC モータ  
アルミ製ホイール

### ・計測制御システム

方向制御実験の計測制御システムを図 28 に示す．使用するシステムは基本的に減揺制御実験のものと同じであるが，本実験ではジャイロセンサに加え，方位角センサとして TDS01V(Vitec 社製) (図 29, 30) を使用した．TDS01V は 3 軸加速度センサ，3 軸 MR 型地磁気センサ，圧電型気圧センサを内蔵した 3D センサモジュールである．このモジュールの地磁気センサにおける基本仕様は，方位分解能 1 deg，方位精度  $\pm 10$  deg，最大サンプリング周期約 100 ms である．なお，方位角センサに対するモータによる磁場の影響を考慮して，方位角センサをプラットホーム上部に取り付けられた高さ約 23 cm のアクリルタワー上に設置し，プラットホームの上部フタの裏には低周波シールド用銅箔テープ T-160C(サンハヤト社製) を貼り付けた．

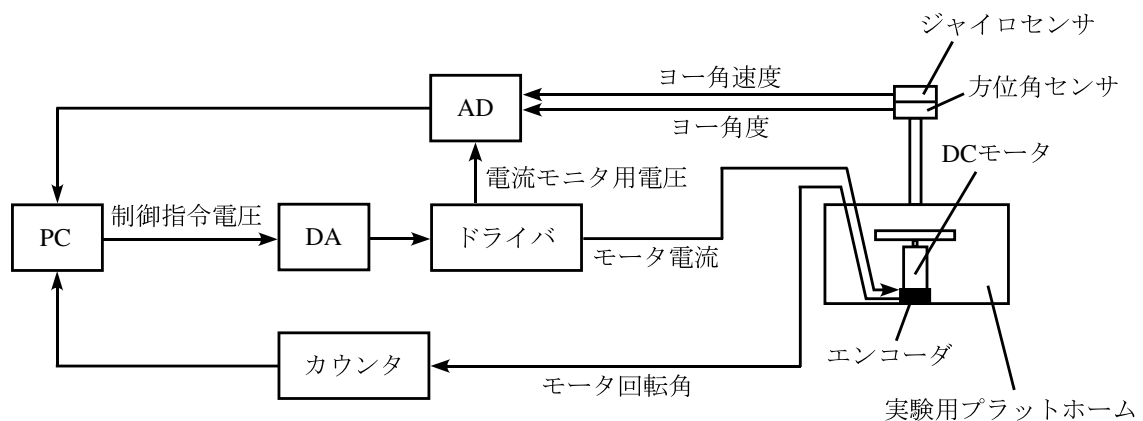


図 28: 方向制御実験用計測制御システムの構成



図 29: 方位角センサ

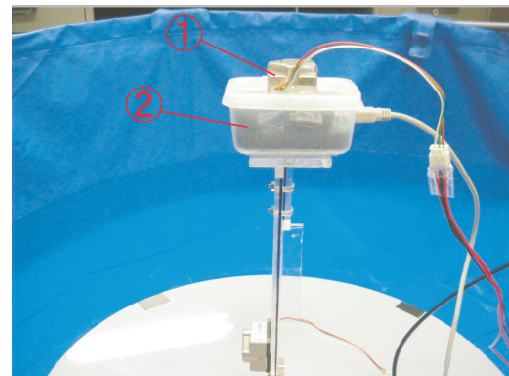


図 30: センサの設置図

ジャイロセンサ CRS03-04

方位角センサ TDS01V

### 3.2 運動方程式

方向制御実験用プラットホームの重心を通る 1 軸まわりのヨー運動についての運動方程式は以下の通りである .

$$J\ddot{x}(t) + d\dot{x}(t) = -u(t) \quad (29)$$

$J$  : プラットホーム全体の慣性モーメント  
 $d$  : 粘性摩擦係数  
 $x(t)$  : プラットホームのヨー角  
 $u(t)$  : アクチュエータのトルク  
 $t$  : 時間変数

ここで , 状態変数として  $x_1 = x(t)$ ,  $x_2 = \dot{x}_1 = \dot{x}(t)$  を定義して (29) 式を状態方程式で表わすと , 次式となる .

$$\begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ 0 & -\frac{d}{J} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ -\frac{1}{J} \end{bmatrix} u \quad (30)$$

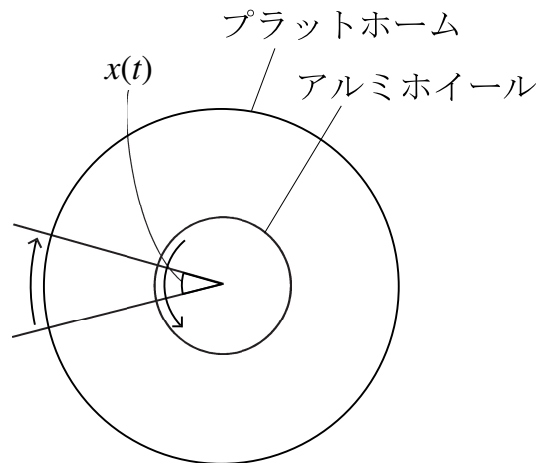


図 31: プラットホームのヨー運動の概要

### 3.3 運動方程式のパラメータ同定

実験用プラットフォーム模型のヨー運動についての運動方程式 (29) 式における未知のパラメータ  $J, d$  の同定を行う。パラメータ同定手順としては、ロール運動についてるときと同様に、パラメータ同定実験を行い、そこで得られたデータを用いてパラメータ値の算出を行う。

#### 3.3.1 パラメータ同定実験

パラメータ同定実験として正弦波強制振動実験を行った。実験では、モータに振幅 0.3 Nm, 周期 3 s の正弦波状トルクを出力させてプラットフォームを回転させ、その運動を計測する。実験の計測時間 15 s, サンプルング周期 10 ms として、3 回ずつ実験を行った。なお、今回の実験では、方位角センサ TDS01V はサンプルング周期が遅すぎるのでジャイロセンサのみを使用した。

#### 3.3.2 同定計算

ヨー運動についての運動方程式の未知のパラメータ  $J, d$  のパラメータ同定においても、ロール運動についての運動方程式のときと同様に非線形最小二乗計算を行って求めた。実験により得られた状態量の計測データを  $x(jT)$  ( $j = 1, 2, 3, \dots, n; T$ : サンプルング周期), 任意の初期設定パラメータ  $p = [J, d]$  を運動方程式 (29) に代入してシミュレーションすることで得られた状態量のデータを  $\hat{x}(jT)$  としたとき、その二つの値の誤差の二乗和  $E(p)$  を次式で定義する。

$$E(p) := \sum_{j=1}^n e_j^2 \quad (31)$$

$$e_j := \hat{x}(jT) - x(jT) \quad (32)$$

このとき、パラメータ  $p = [J, d]$  は  $E(p)$  が最小となるように決定した。なお、計算の際には MATLAB の lsqnonlin ツールを使用した。

### 3.3.3 実験結果および考察

パラメータ同定結果を表4に示す．さらに，このパラメータ値を使ったシミュレーションと，同定実験における実測値とを比較したグラフを図32-34に示す．図32-34から，全体的にシミュレーション結果と実測値がよく一致していることから，精度のよいパラメータが得られたことが確認された．

ここで，シミュレーション結果と実測値との間に生じているわずかなずれの原因として，実測値のデータの中にプラットフォームに接続されているケーブルの張力の影響が含まれてしまっていることが考えられる．さらに，全ての結果の中で初期振動におけるずれが生じてしまっていることが確認できるが，これはロール運動についての運動方程式のパラメータ同定するときと同様に，実際の粘性摩擦係数項に存在する非線形性が原因であると考えられる．しかし，この程度のパラメータ誤差であれば制御設計をする際の支障とはならないと判断したため，本研究ではこの同定結果を用いる．

表 4: ヨー運動についての運動方程式のパラメータ

パラメータ	値	単位
$J$	0.2611	$\text{kg}\cdot\text{m}^2$
$d$	$0.4361\times 10^{-1}$	$\text{Nm/s}$

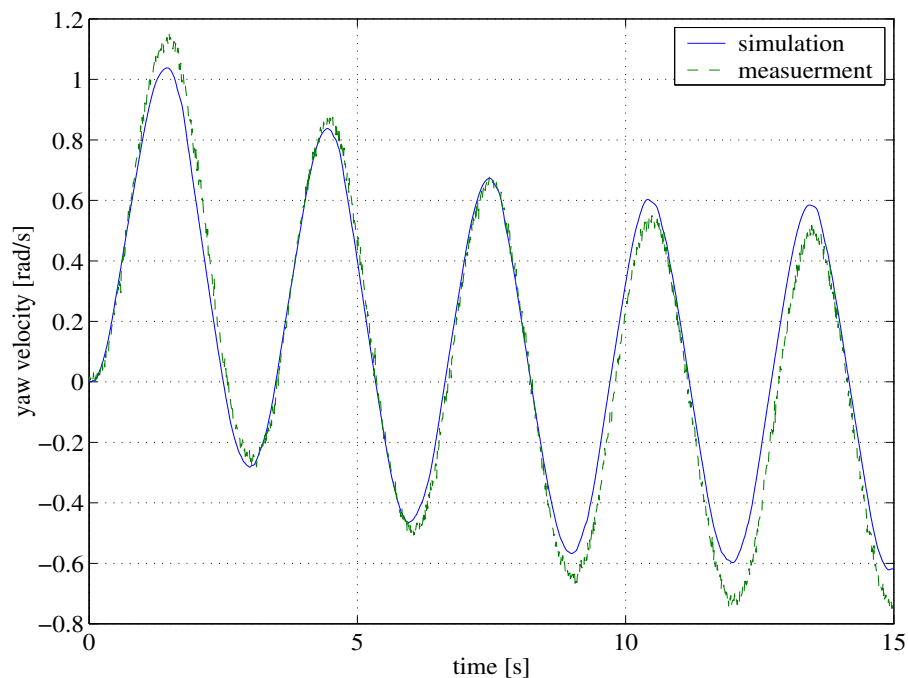


図 32: 実測値とシミュレーションの比較-1

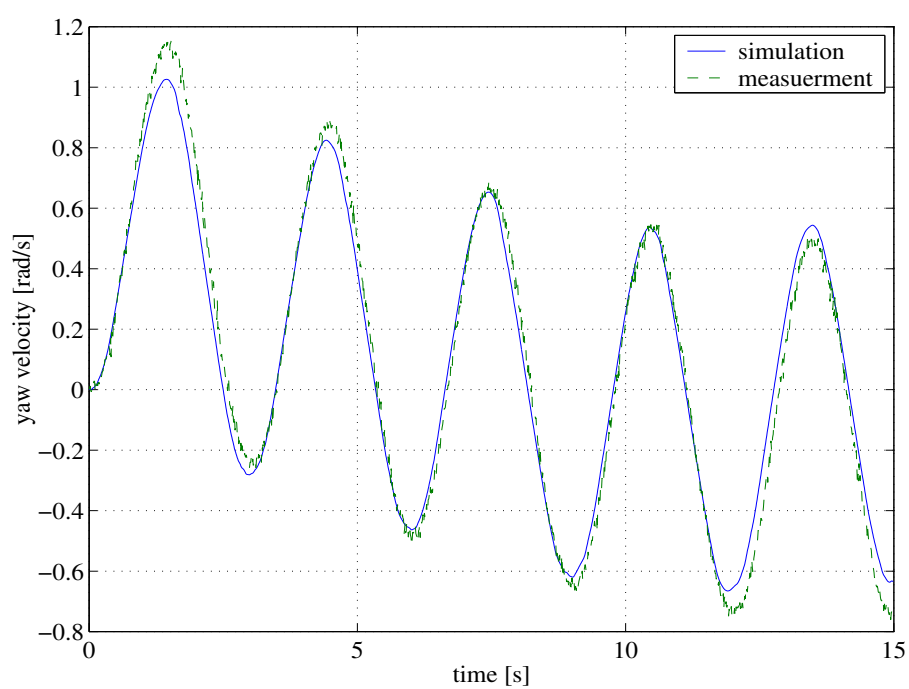


図 33: 実測値とシミュレーションの比較-2

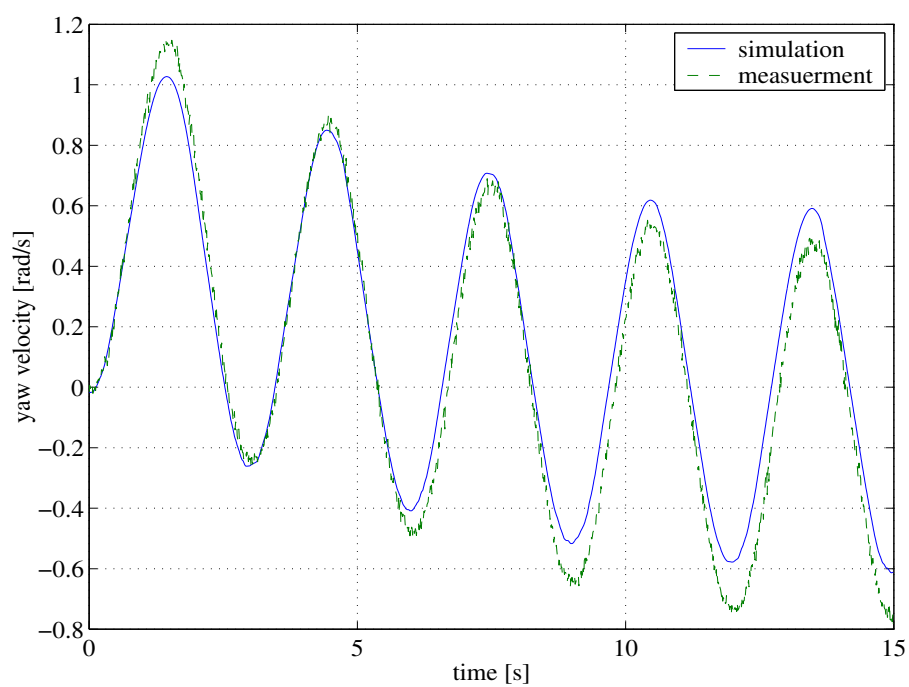


図 34: 実測値とシミュレーションの比較-3

### 3.4 PD 制御を用いた方向制御手法

#### 3.4.1 制御則

方向制御手法としては，本研究の方向制御用実験システムにおいては角度と角速度の両方を計測できることから PD 制御を用いた．この制御則は，次式で示される．

$$J\ddot{x}(t) + (d + K_d)\dot{x}(t) + K_p x(t) = 0 \quad (33)$$

$K_p$ ：比例ゲイン

$K_d$ ：微分ゲイン

また， $x_1 = x(t)$ ， $x_2 = \dot{x}_1 = \dot{x}(t)$  として (33) 式を状態方程式で表すと，

$$\dot{x} = Ax + Bu, \quad (34)$$

$$u = -Fx. \quad (35)$$

$$x = \begin{bmatrix} x_1 & x_2 \end{bmatrix}^T, A = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ 0 & -\frac{d}{J} \end{bmatrix},$$
$$B = \begin{bmatrix} 0 \\ -\frac{1}{J} \end{bmatrix}, F = [-K_p, -K_d].$$

今回の研究では，PD 制御のゲイン  $[K_p, K_d] = [0.05, 0.1], [0.05, 0.2], [0.1, 0.1], [0.1, 0.2]$  と設定した．このとき，機械システムの二次振動系の標準形:

$$\ddot{x} + 2\zeta\omega\dot{x} + \omega^2 x = 0 \quad (36)$$

と (33) 式より，それぞれのゲインのときの固有振動数  $\omega$  と減衰係数  $\zeta$  の値は，  
 $[\omega, \zeta] = [0.4376, 0.6284], [0.4376, 1.066], [0.6189, 0.4444], [0.6189, 0.7538]$  となる．

#### 3.4.2 実験方法

実験の計測時間 20 s，サンプリング周期 100 ms とし，

1. 最初の 2 s 間でモータにトルク 0.3 Nm の出力をさせてプラットホームを回転させる．
  2. その後 2 - 20 s 間で制御手法を適用し，その制御効果を計測する．
- とした．実験はそれぞれのゲイン設定のときで 3 回ずつ行った．

### 3.4.3 実験結果および考察

実験結果を図 35 - 42 に示す．図 35, 37, 39, 41 より，制御後に角速度が 0 に収束するまでの時間は， $[K_p, K_d]=[0.1, 0.1]$  のときと  $[0.1, 0.2]$  のときがほぼ同じで， $[0.05, 0.1]$  のときが最も遅いことがわかる．ここで，PD 制御のゲインの値の変化による影響を，そのシステムにおける減衰係数  $\zeta$  と固有振動数  $\omega$  の面から説明すると，比例ゲイン  $K_p$  を上げると固有振動数  $\omega$  の値が上がってシステムの応答が短時間で目標値に到達するようになり，微分ゲイン  $K_d$  を上げると減衰係数  $\zeta$  の値が上がってシステムの減衰力が強まることになる．このことをふまえて再び実験結果をみると， $[0.05, 0.1]$  から比例ゲイン  $K_p$  を上げて  $[0.1, 0.1]$  にすると，角速度が 0 に収束するまでの時間が縮まり（図 37），微分ゲイン  $K_d$  を上げて  $[0.05, 0.2]$  にすると，振動が減衰するのが早くなっていることがわかる．さらに， $[0.1, 0.2]$  にすると，振動を早く減衰させながら  $[0.1, 0.1]$  と同じくらいの時間で 0 に収束しているのがわかる．その一方で， $[K_p, K_d]=[0.05, 0.1], [0.05, 0.2], [0.1, 0.2]$  のときにおいて，定常誤差が多く残ってしまっていることが観察できるが（図 36, 38, 42），これは  $K_d$  の値に対して  $K_p$  が小さいためであると考えられる．この定常誤差を小さくするためには， $K_p$  の値を今回のものより高く設定する必要がある．しかし，全体的な結果から，PD 制御を用いた制御手法の有効性を確認することができた．



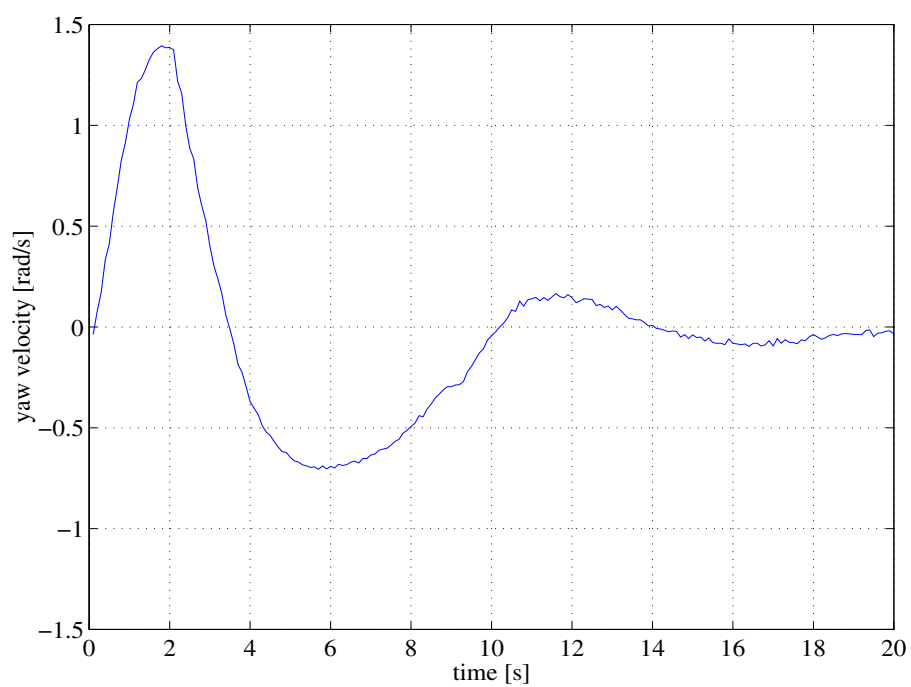


図 35: 実験結果 ( ヨー角速度 ( $K_p = 0.05, K_d = 0.1$  のとき) )

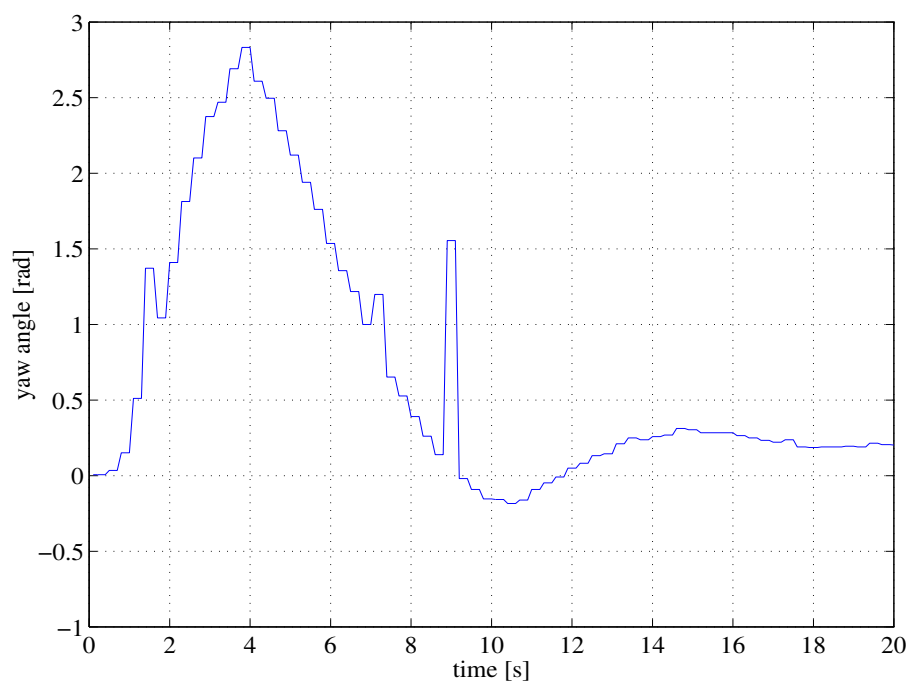


図 36: 実験結果 ( ヨー角度 ( $K_p = 0.05, K_d = 0.1$  のとき) )

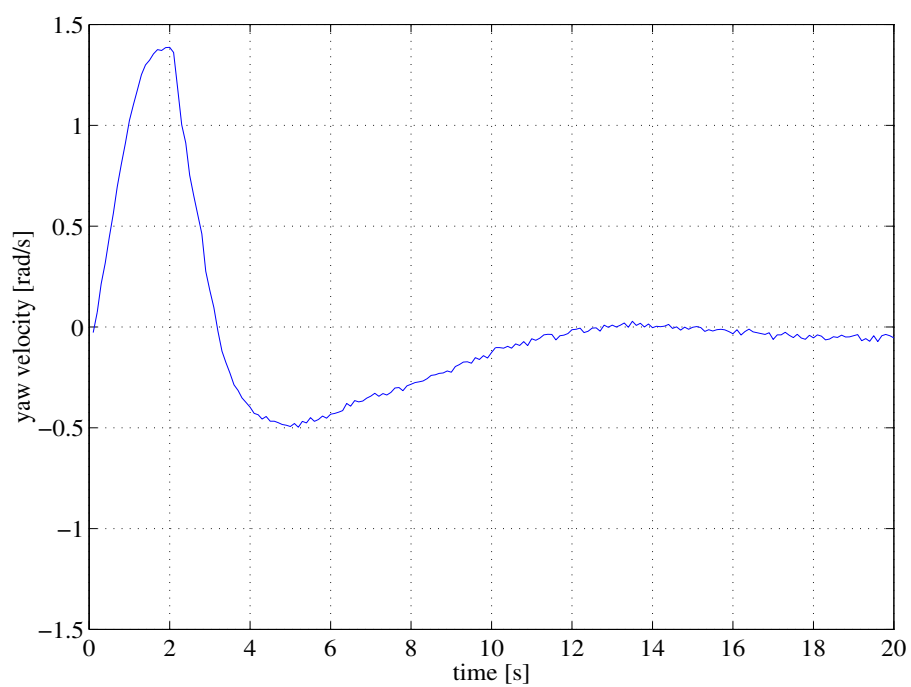


図 37: 実験結果 ( ヨー角速度 ( $K_p = 0.05, K_d = 0.2$  のとき) )

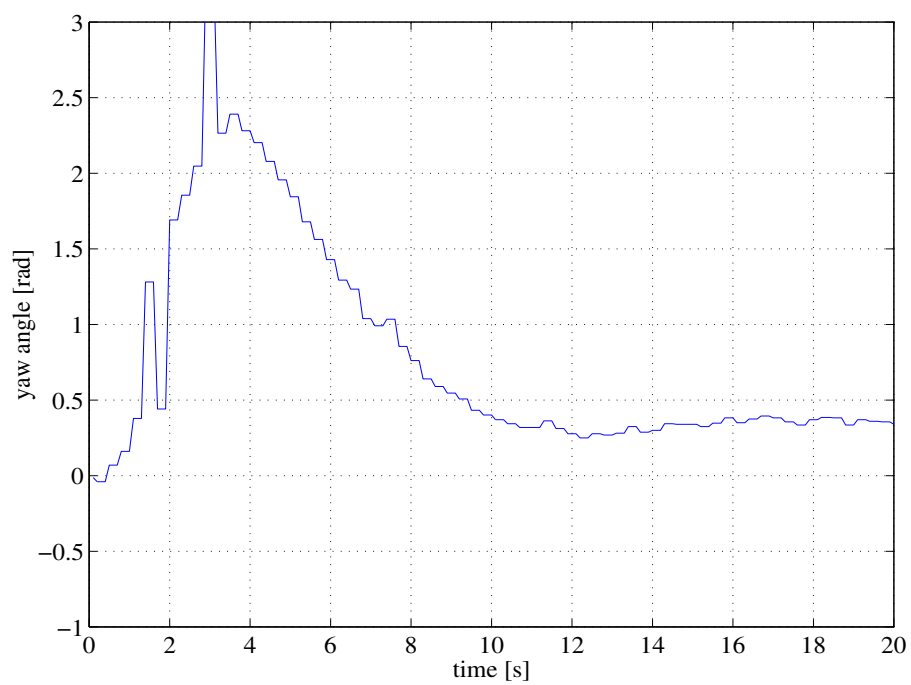


図 38: 実験結果 ( ヨー角度 ( $K_p = 0.05, K_d = 0.2$  のとき) )

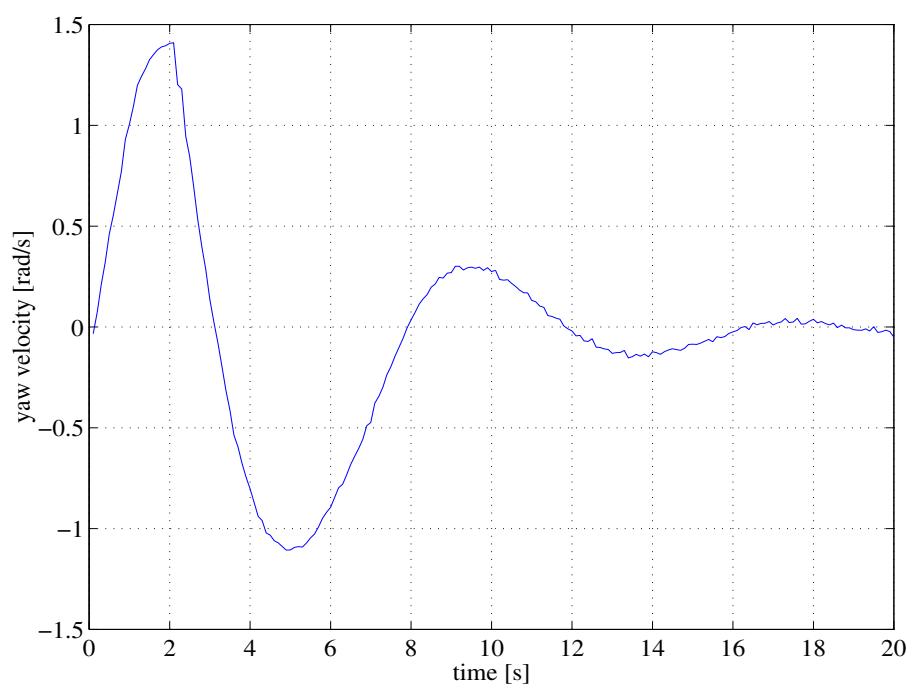


図 39: 実験結果 ( ヨー角速度 ( $K_p = 0.1, K_d = 0.1$  のとき) )

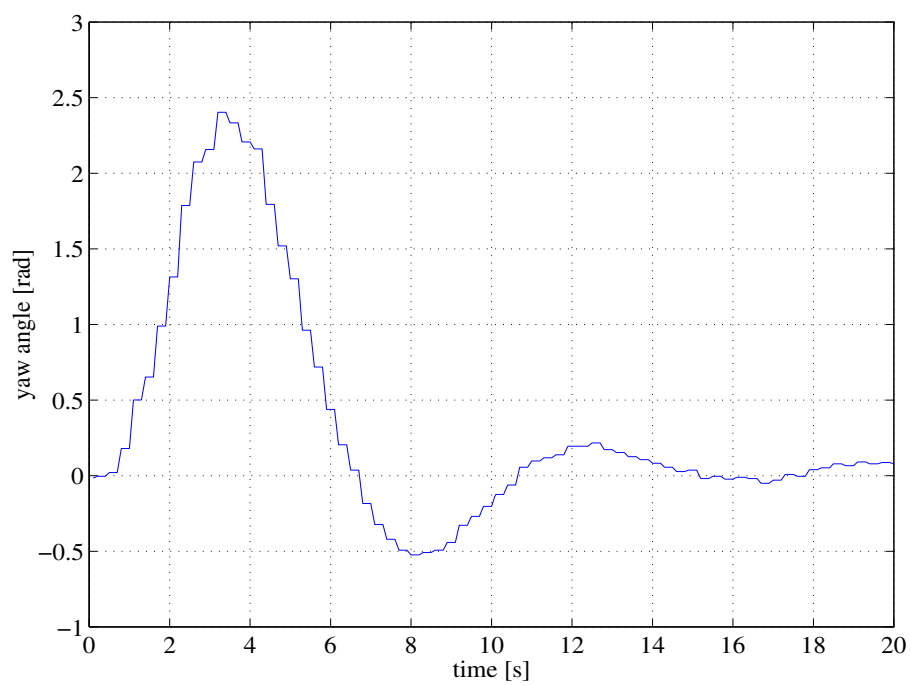


図 40: 実験結果 ( ヨー角度 ( $K_p = 0.1, K_d = 0.1$  のとき) )

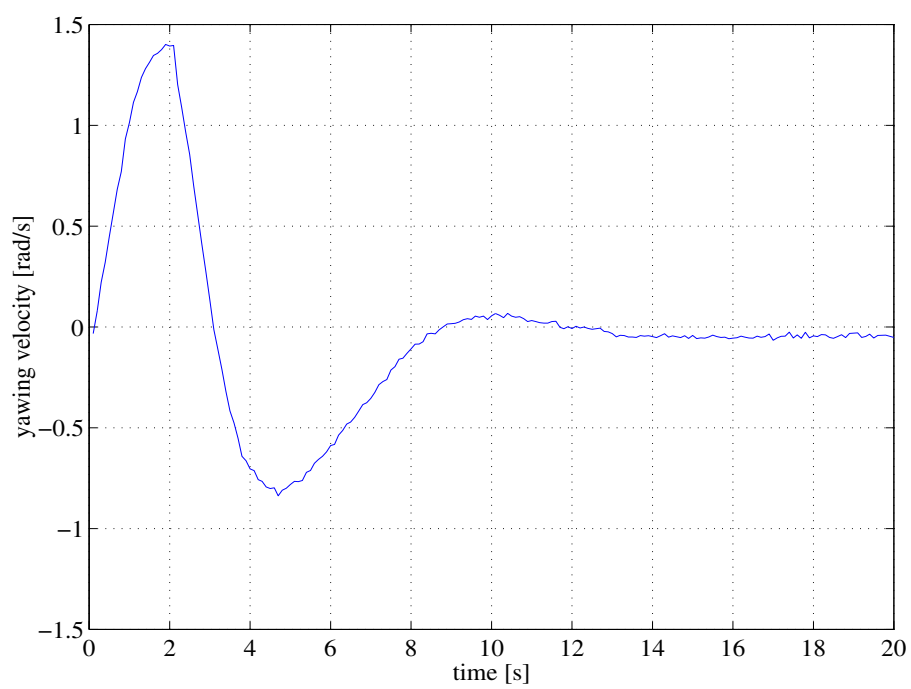


図 41: 実験結果 ( ヨー角速度 ( $K_p = 0.1, K_d = 0.2$  のとき) )

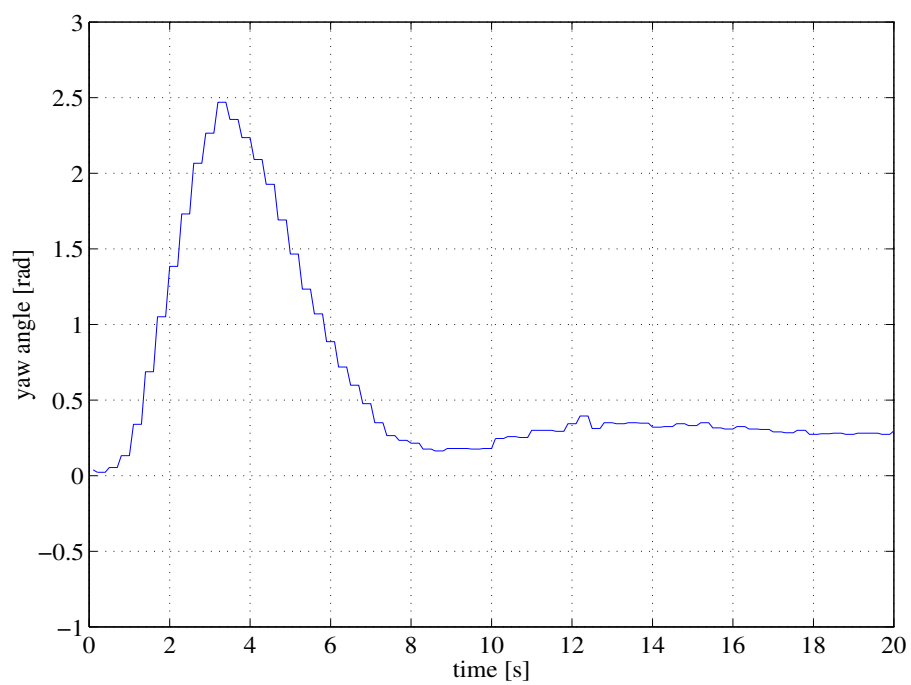


図 42: 実験結果 ( ヨー角度 ( $K_p = 0.1, K_d = 0.2$  のとき) )

### 3.5 スイッチングを用いた方向制御手法

方向制御手法においてもスイッチングを用いた制御手法を適用し，その有効性を実験により評価する．

#### 3.5.1 制御則

モータのトルク飽和を考慮にいたしたヨー運動についての運動方程式は，次式で示される．

$$J\ddot{x}(t) + d\dot{x}(t) = \text{sat}(u(t)) \quad (37)$$

$$\text{sat}(u) = \begin{cases} u & (|u| \leq \bar{u}) \\ \bar{u} & (|u| > \bar{u}) \end{cases} \quad \bar{u} : \text{飽和境界} \quad (38)$$

ここで， $x_1 = x(t)$ ,  $x_2 = \dot{x}_1 = \dot{x}(t)$  としたときに，減揺制御手法のときと同様に，運動エネルギー関数:

$$P(x) = \frac{1}{2} J x_2^2 \quad (39)$$

の値を閾値にしてゲインの値の異なる二つのレギュレータ  $F_1, F_2$  を切り替えるようなスイッチングを用いた制御手法を考案した．その制御則を次式に示す．

$$\dot{x} = Ax + B\text{sat}(u), \quad (40)$$

$$u = -F_i x \quad i \in I_2 := \{1, 2\} \quad (41)$$

$$i(\hat{x}) = \begin{cases} 1 & (P(\hat{x}) > \bar{P}) \\ 2 & (P(\hat{x}) \leq \bar{P}) \end{cases} \quad \bar{P} : \text{切り替え閾値} \quad (42)$$

$$x = \begin{bmatrix} x_1 & x_2 \end{bmatrix}^T, A = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ 0 & -\frac{d}{J} \end{bmatrix},$$

$$B = \begin{bmatrix} 0 \\ -\frac{1}{J} \end{bmatrix}, C = \begin{bmatrix} 0 & 1 \end{bmatrix}$$

今回の研究では，減揺制御手法のときと同じく切り替え閾値  $\bar{P}=0.01$  と設定した．また，低ゲインレギュレータゲイン  $F_1$ ，高ゲインレギュレータゲイン  $F_2$  の値を以下のように設定した．

$$F_1 = \begin{bmatrix} -0.05 & -0.1 \end{bmatrix},$$

$$F_2 = \begin{bmatrix} -0.1 & -0.2 \end{bmatrix}$$

ここで，方向制御用実験システムの飽和境界も，減揺制御と同じく  $\bar{u}=0.3$  であるので，位相平面上のスイッチング境界は以下で表される．

$$x_2 = \left| \sqrt{\frac{0.02}{J}} \right| \quad (43)$$

また，低ゲインレギュレータのときの飽和境界:

$$\begin{cases} x_2 = -0.5x_1 + 3 \\ x_2 = -0.5x_1 - 3 \end{cases} \quad (44)$$

高ゲインレギュレータのときの飽和境界:

$$\begin{cases} x_2 = -0.5x_1 + 1.5 \\ x_2 = -0.5x_1 - 1.5 \end{cases} \quad (45)$$

とそれぞれ表される．このスイッチング境界と各レギュレータの飽和境界を表した位相平面図を図 43 に示す．図中で灰色の円で示された領域が高ゲインレギュレータの領域であり，この領域に入ると (42) 式のインデックス関数が 1 から 2 へと切り替わり高ゲインレギュレータが適用される．また，図中の紫色で示された領域は高ゲインレギュレータのときの制御トルクの飽和領域であり，橙色で示された領域は両方のレギュレータに共通する制御トルクの飽和領域である．

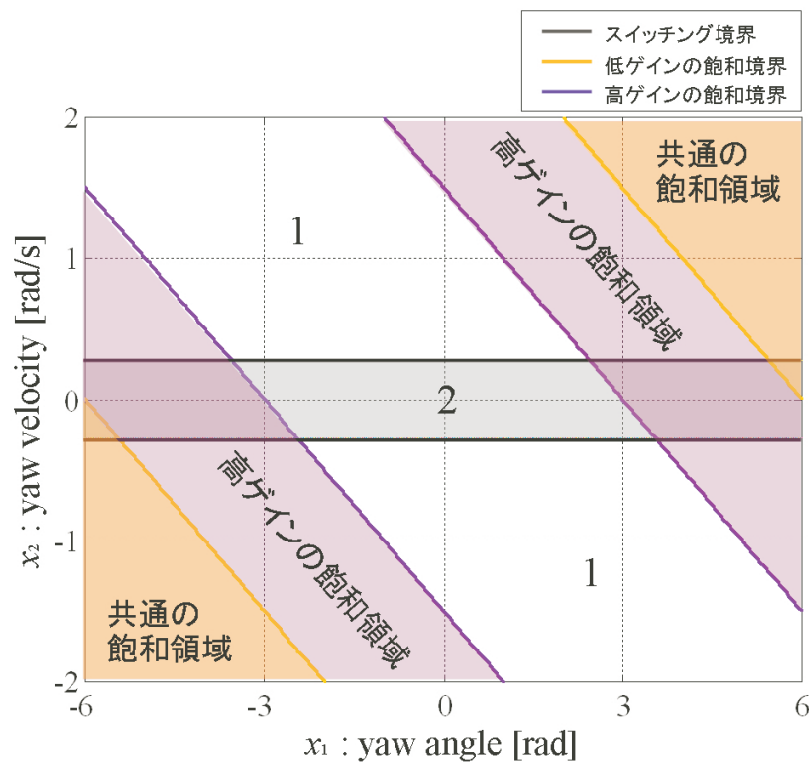


図 43: 方向制御システムのスイッチング境界と飽和境界

### 3.5.2 実験方法

実験の計測時間 20 s , サンプル周期 100 ms とし ,

1. 最初の 2 s 間でモータにトルク 0.3 Nm の出力をさせてプラットホームを回転させる .
  2. その後 2 - 20 s 間で制御手法を適用し , その制御効果を計測する .
- とした . 3 回ずつ実験を行った .

### 3.5.3 実験結果および考察

ヨー角速度 , ヨー角度 , 制御トルク , 運動エネルギーの実験結果を図 44 - 47 にそれぞれ示す . また , ロール角速度とロール角度の実験結果を位相平面図にしたものを図 48 に示す . これらの実験結果には , 比較として PD 制御を用いた制御手法における  $[K_p, K_d]=[0.05, 0.1]$  のとき ( 低ゲインレギュレータ  $F_1$  のみに相当する ) ,  $[0.1, 0.2]$  のとき ( 高ゲインレギュレータ  $F_2$  のみに相当する ) の実験結果を同図に示してある .

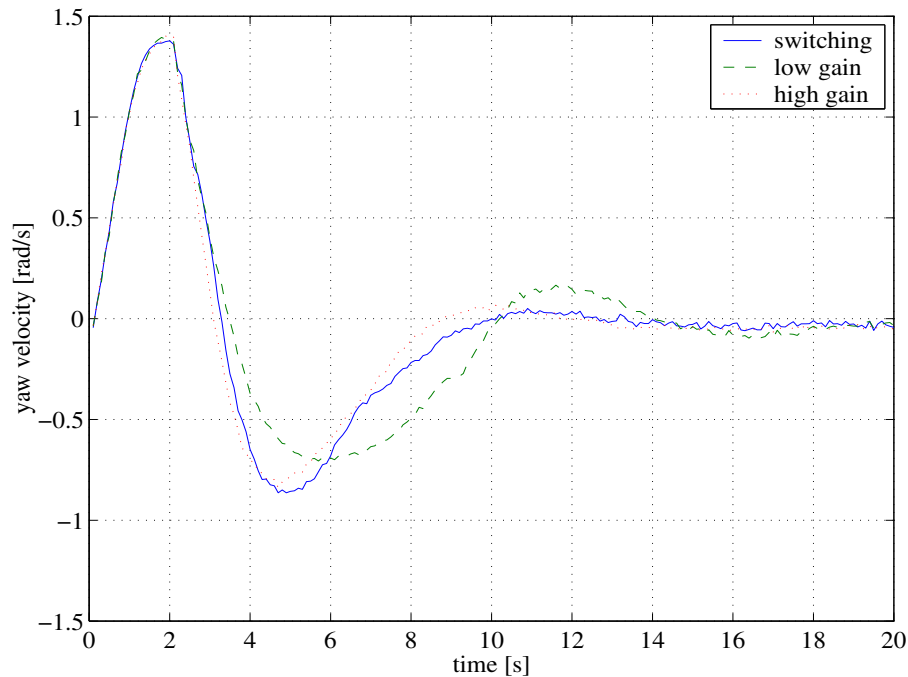


図 44: 実験結果 ( ヨー角速度 )

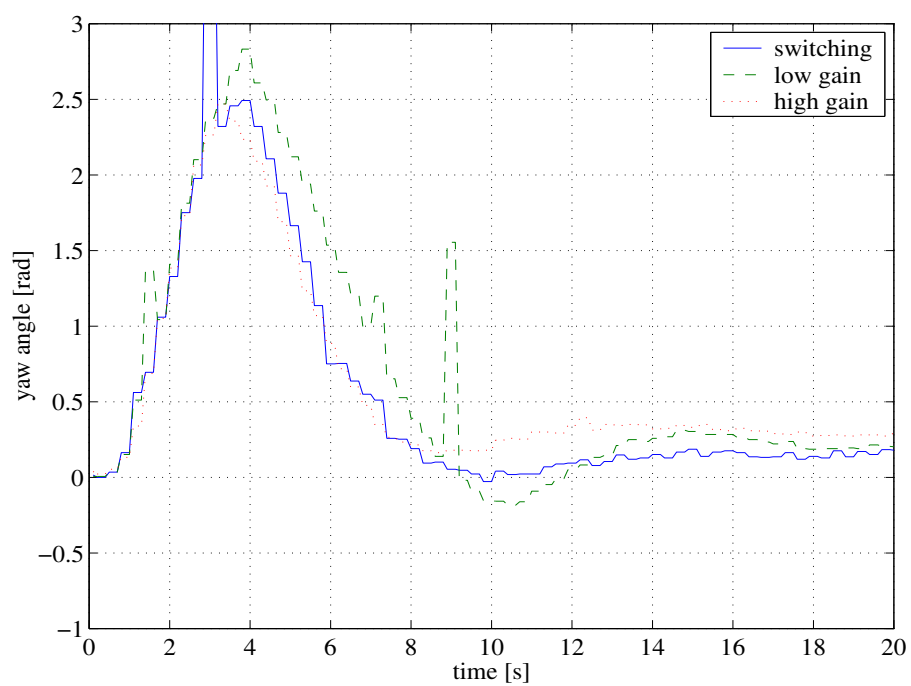


図 45: 実験結果 (ヨー角度)

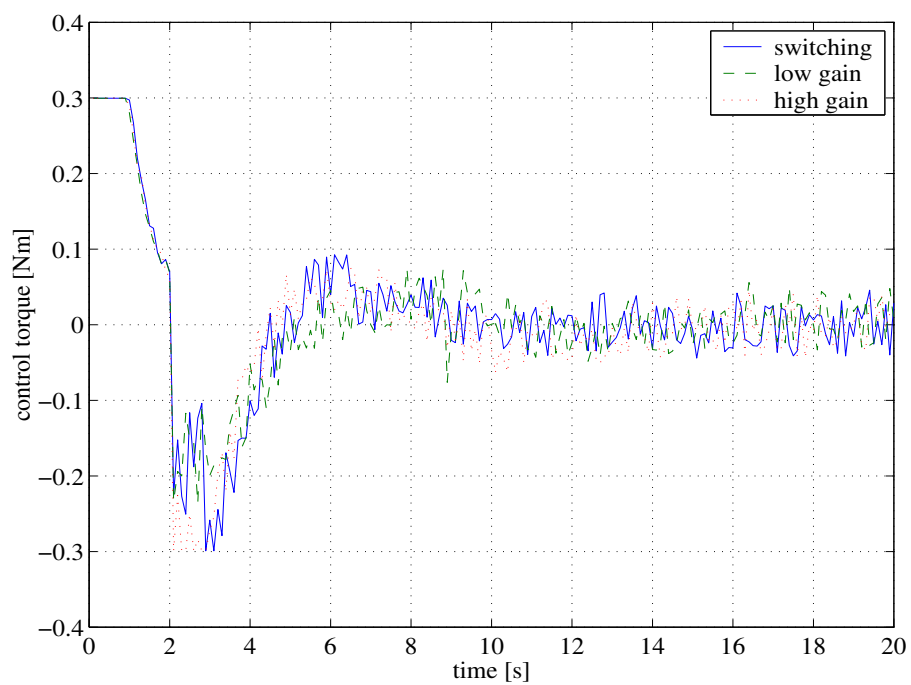


図 46: 実験結果 (制御トルク)



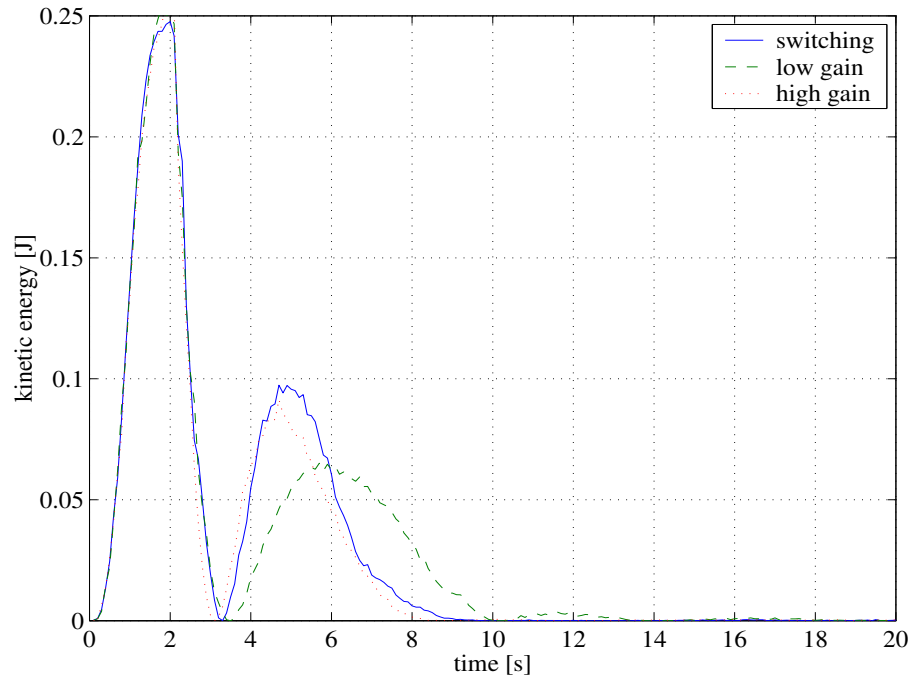


図 47: 実験結果 (運動エネルギー)

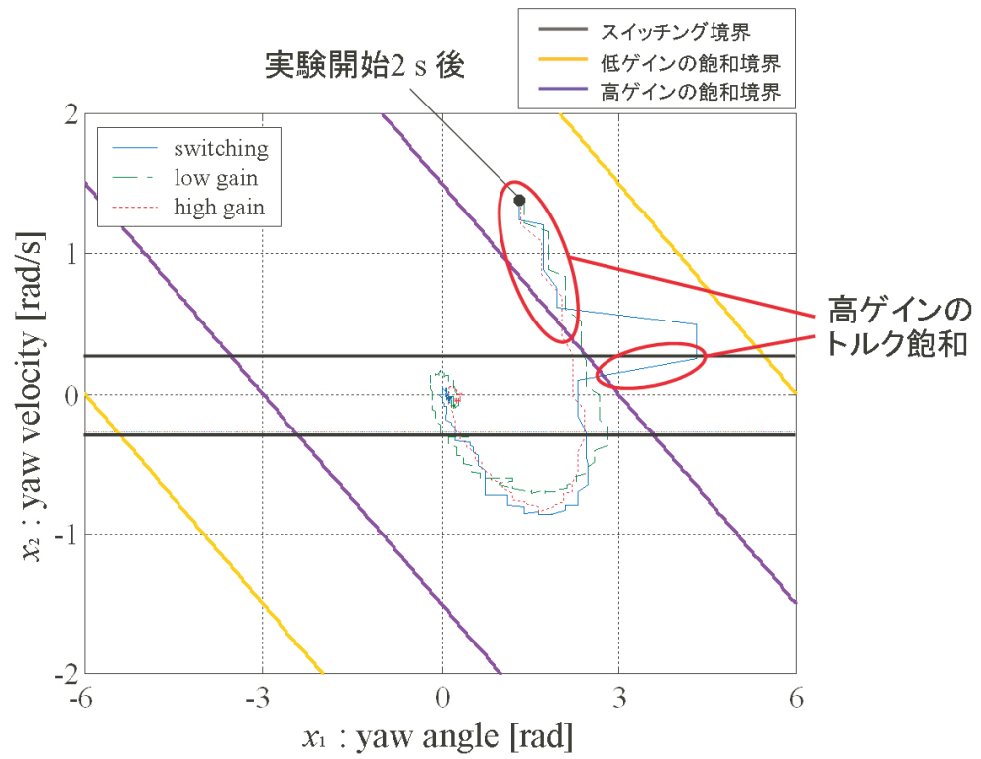


図 48: 実験結果の位相平面図

ここで、さらなる考察資料として運動エネルギーの実験結果 (図 47) の、制御が行われた 2 - 20 s 間について拡大したグラフを図 49 に、また 2 - 20 s の制御期間を過渡状態 (2 - 10 s) と定常状態 (10 - 20 s) に分けたときの、それぞれの振動エネルギーの 3 回の実験の平均値を計算したものを表 5 に示す。

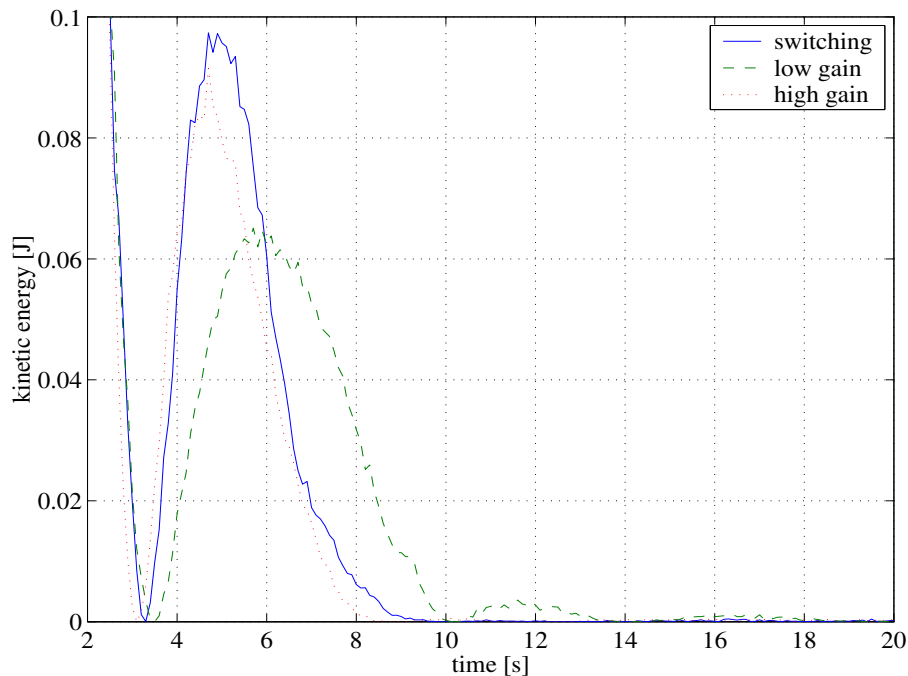


図 49: 図 47 (運動エネルギー) の 2 - 20 s 間の拡大図

表 5: 運動エネルギーの平均値

制御手法	過渡状態 (2 - 10 s)	定常状態 (10 - 20 s)
スイッチング手法	$4.647 \times 10^{-2} J$	$1.473 \times 10^{-4} J$
低ゲインレギュレータ	$3.990 \times 10^{-2} J$	$6.311 \times 10^{-4} J$
高ゲインレギュレータ	$3.802 \times 10^{-2} J$	$2.425 \times 10^{-4} J$

実験結果より、考案したスイッチング手法は、定常誤差を最も小さく抑えていることがわかる (図 45, 表 5)。また、過渡状態においてわずかにトルク飽和を発生させてしまっているが、これは角度センサの計測エラーによる制御システムの誤作動が原因であるので、本来ならトルク飽和をほぼ抑制することができると考えられる (図 45, 46, 48)。しかし、角速度および運動エネルギーの収束速度は高ゲインレギュレータのものより若干遅くなっており (図 44, 49)、それにより過渡状態における運動エネルギーが 3 手法の中で最も多く残ってしまう結果となった (表 5)。このことから、考案したスイッチング手法にはトルク飽和を抑制能力はあったものの、その制御性能などを総合的に考慮した結果、PD 制御を用いた制御手法よりも効果的であるとはいえなかった。ここで、今回の研究において設定したスイッチング閾値やレギュレータゲインが、このスイッチング手法にとって最適な設定値とはいえず、その制御性能に

において改善の余地が多く残されているものの、方向制御手法の適用を予定している実際の海上においては、ヨー方向に対して起こる外乱は他の2方向と比べると小さく、トルク飽和が発生する頻度は減揺制御システムするときほど多くはないと予想されるので、あえてこのスイッチング手法を適用する必要性はないと考えられる。

## 4 結言

本研究では、プラットフォームの姿勢制御に関する研究として、ロール・ピッチ方向における動揺を軽減する減揺制御手法と、ヨー方向の変位を修正する方向制御手法についての検討を行った。

2章では、ロール運動についての運動方程式におけるパラメータ同定を再度行った。そして同定したパラメータを用いてのシミュレーションと、パラメータ同定実験の際に計測された実測値とを比較した結果、0 - 5 s 間の初期振動において2つのデータが一致しなかったが、その後においてはよく一致していたことからおおむね精度のよいパラメータが得られたことが確認された。減揺制御手法としては、減揺制御用実験システムでは角速度センサのみの使用としていることから微分制御(D制御)を用いた手法を考案した。有効性を評価する実験においては、考案したD制御と、角速度の積分データを使用した行ったPD制御、そして制御をかけない場合とで実験を行って結果を比較した。その結果、PD制御においては積分誤差の蓄積による制御の不安定化が得られた一方で、D制御においては良好な結果が得られたため、提案した手法の有効性を確認することができた。次に、角度データを推定する目的と、モータのトルク飽和を抑制する目的でオブザーバとスイッチングを用いた制御手法を考案した。考案した手法を用いた場合と、スイッチングを用いないで個々のレギュレータのみを用いた場合とで実験を行った結果、提案した手法がトルク飽和を抑えるのに有効であることを確認することができたが、トルク飽和により制御性能が低下するなどの影響は見られなかったため、今回の実験からはスイッチング手法が海上通信プラットフォームの減揺制御手法としての有効性については結論付けることはできなかった。

3章では、まずヨー運動についての運動方程式におけるパラメータ同定を行い、同定したパラメータを用いてのシミュレーションと実測値とを比較した結果、全体的によく一致したので精度のよいパラメータが得られたことが確認された。また、方向制御手法として、本研究の方向制御の実験システムでは角度と角速度の両方を計測できることからPD制御を用いた制御手法を考案し、さらに減揺制御と同様にモータのトルク飽和の影響を考慮してスイッチングを用いた制御手法も併せて考案した。この両方の手法を用いてそれぞれ実験を行った結果、両方の手法においてある程度の有効性を確認することができたが、スイッチングを用いた手法の実験ではトルク飽和の抑制効果を確認することができたものの、制御性能などを含んだ総合的な能力からいうと、PD制御を用いた手法よりも効果的なものであるとはいえなかった。

本研究の今後の課題として、スイッチング手法に関してのさらなる検討を行う必要がある。その検討内容としては、

- ・アクチュエータのトルク飽和によるスイッチング手法の場合および単一レギュレータの場合の安定性解析と制御性能解析
- ・スイッチング手法における最適ゲインおよび切り替え閾値の計算方法の考案
- ・制御性能とエネルギー消費との最適なバランスの見極め

などの事柄が挙げられる。さらには、新たな姿勢制御手法としてH<sub>∞</sub>制御の適用や、造波実験装置を使用した実際の海上に近い環境での実験による検証なども予定している。

## 謝辞

本論文の執筆および研究全般におきまして、指導教官として丁寧な御指導と詳細にわたる御助言をいただきました戸田勝善准教授に深く感謝いたします。また、同研究室においてさまざまな御助言をしていただいた亀谷茂樹准教授、酒井久治准教授、そして理論面におきまして貴重な御意見をいただいた上野公彦准教授にも心より感謝いたします。

## 参考文献

- [1] JAMSTEC「Blue Earth」編集委員会, “海から見た地球温暖化 異常気象, 気候変動の現場に行く”, 光文社, 2008
- [2] 日本海洋学界, “海と環境-海が変わると地球が変わる”, 講談社, 2001
- [3] 須藤英雄, “東京水産大学第 18 回公開講座 海から見た地球環境”, 成山堂書店, 1994
- [4] 柳哲雄, “海洋観測入門”, 恒星社厚生閣, 2002
- [5] Davis R.E., Webb D.C., Regier L.A., Dufour J., “The Autonomous Lagrangian Circulation Explorer (ALACE)”, Journal of Atmospheric and Oceanic Technology, Vol.9, 1992, pp.264-285
- [6] Milburn H.B., Nakamura A.I., Gonzalez F.I., “Real-time tsunami reporting from the deep ocean”, Proceedings of the Oceans 96 MTS/IEEE Conference, 1996, pp.390-394
- [7] Robin S Bradbeer, Paul Hodgson, Katherine Lam, Kenneth K K Ku, “Establishment of a three dimensional, real-time marine environment monitoring system, DataBuoy<sup>TM</sup>I, in the Hoi Ha Wan Marine Park, Hong Kong, with connection to the internet”, 14th International Conference on Mechatronics and Machine Vision in Practice, 2007, pp.174-178
- [8] Łukasz Kamiński, Marcin Kulawiak, Witold Cizimowski, Andrzej Chybicki, Andrzej Stepnowski, Andrzej Orłowski, “Web-based GIS dedicated for marine environment surveillance and monitoring”, IEEE, 2009
- [9] 山室真澄, 西村清和, 岸本清行, 野崎健, 加藤健, 根岸明, 大谷謙仁, 林原毅, 清水弘, 佐野元彦, 玉城泉也, 福岡弘紀, 皆川恵, “日本の亜熱帯海域における海草藻場の評価手法に関する研究”, 経済産業省(委託先)独立行政法人産業技術総合研究所 海洋資源環境研究部門・電力エネルギー研究部門, 農林水産省(委託先)独立行政法人水産総合研究センター 西海区水産研究所石垣支所, No.74, 2002, pp.1-32
- [10] 上野道雄, 安藤裕友, 渡辺巖, 二村正, 前田克弥, 大川豊, 田村兼吉, 浦環, 浅川賢一, 藤井輝夫, 近藤逸人, 小島淳一, 伊藤譲, 久松勝久, 佐伯延博, 和田保弘, “深海モニター用小型ロボットシステムの技術開発”
- [11] 佐々木博孝, 渡辺亮, “船舶のアクティブ減揺制御 - マスの可動範囲を考慮した制御系設計 - ”, T.IEE Japan, Vol.120-D, No.11, 2000, pp.1382-1390
- [12] Reza Ghaemi, Jing Sun and Ilya, V. Kolmanovsky, “Robust Control of Ship Fin Stabilizers Subject to Disturbances and Constraints”, 2009 American Control Conference, 2009, pp.537-542

- [13] Reza Ghaemi, Jing Sun and Ilya, V. Kolmanovsky, “Robust Control of Ship Fin Stabilizers Subject to Disturbances and Constraints”, 2009 American Control Conference, 2009, pp.537-542
- [14] Xuliang Yao, Haipeng Zhang, “THE APPLICATION OF ROBUST  $H_\infty$  CONTROL TO A LIFT FIN STABILIZER”, World Congress on Software Engineering, 2009, pp.526-530
- [15] Yanhua Liang, Kai Xue, Hongzhang Jin, “Research on Fin Stabilizers with Lift Feedback Employed Multi-Sensor Data Fusion Technology”, Proceedings of the 2009 IEEE International Conference on Mechatronics and Automation, 2009, pp.3070-3075
- [16] Hua Chunmei, Wang Yu, Ding Shuyan, Li man, Zhao Weiguang “Lift Control System improved on Single Wing Fin Stabilizer at Zero Speed”, 2010 2nd International Conference on Computer Engineering and Technology, Vol.4, 2010, pp.492-495
- [17] 寺田尚, 森元和典, 間島隆博, 白鳥孝司, “ジャイロモーメントを利用した減揺装置の調査研究 第2報”, 船舶開発技報 / 海上保安庁装備技術部船舶課, Vol.22, 1996, pp.24-32
- [18] 三菱重工業株式会社, “CMG (コントロール・モーメント・ジャイロ) 減揺装置”, 舟艇技報 / 舟艇協会, Vol.49, 1996, pp.50-53
- [19] 梅村克哉, “OHM テクノガイダンス (32)CMG 減揺機”, OHM: 総合電気雑誌, Vol.83, No.9, 1996, pp.61-64
- [20] L.H. Yu, J.C. Fang, C. Wu, “Magnetically suspended control moment gyro gimbal servo-system using adaptive inverse control during disturbances”, ELECTRONICS LETTERS, Vol.41, No.17, 2005, pp.950-951
- [21] V.J Lappas, W.H. Steyn, C.I. Underwood, “Control moment gyro (CMG) gimbal angle compensation using magnetic control during external disturbances”, ELECTRONICS LETTERS, Vol.37, No.9, 2001, pp.603-604
- [22] N.C. Townsend, A.J. Murphy, R.A. Shenoi, “A new active gyrostabiliser system for ride control of marine vehicles”, Ocean Engineering, Vol.34, Issues 11-12, 2007, pp.1607-1617
- [23] Richard Paden, Masayoshi Tomizuka, “Discrete Time Point to Point Position Control of a System with Actuator Saturation”, Proceedings of the American Control Conference, Vol.1, 1995, pp.1010-1014
- [24] Ma Yong-Mei, Yang Guang-Hong, “Performance Analysis for Linear Discrete-time Systems Subject to Actuator Saturation”, Proceedings of the 2008 American Control Conference, 2008, pp.3608-3613

- [25] Chan C.W., Hui K., “Design of stable actuator saturation compensators in the frequency domain”, IEE Proc.-Control Theory Appl., Vol.145, No.3, 1998, pp.345-352
- [26] Kiyotsugu Takaba, “Local stability analysis of a saturating feedback system based on LPV descriptor representation”, International Journal of Control, Vol.76, No.5, 2003, pp.478-487
- [27] Hu Tingshu, Lin Zongli, “Control System With Actuator Saturation: Analysis and Design”, Boston, MA: Birkhäuser, 2001,
- [28] Gao Qing, “Robust Control of Systems Subject to Actuator Saturation and Disturbance”, Proceedings of the 25<sup>th</sup> Chinese Control Conference, 2006, pp.153-157
- [29] Lu Liang, Lin Zongli, Fang Haijun, “Analysis and Design of Switched Linear Systems in the Presence of Actuator Saturation and  $L_\infty$  Disturbances”, Proceedings of the 7th World Congress on Intelligent Control and Automation, 2008, pp.329-334
- [30] Lu Liang, Lin Zongli, “Design of Switched Linear Systems in the Presence of Actuator Saturation”, IEEE Transactions on Automatic Control, Vol.53, No.6, 2008, p.1536-1542
- [31] Abdellah BENZAOUIA, Lahcen SAYDY, Ouassima AKHRIF, “Stability and Control Synthesis of Switched Systems Subject to Actuator Saturation”, Proceeding of the 2004 American Control Conference, 2004, p.5818-5823
- [32] A. BENZAOUIA, O. AKHRIF, L. SAYDY, “Stabilization of Switched Systems Subject to Actuator Saturation by Output Feedback”, IEEE, 2006, p.1800-1805
- [33] Pettersson Stefan, “Synthesis of Switched Linear Systems”, Proceedings of the 42nd IEEE Conference on Decision and Control, 2003, pp.5283-5288



## 付録 オブザーバとスイッチングを用いた減揺制御手法用 プログラム

```
#include <windows.h>
#include <stdio.h>
#include <math.h>
#include "FbiPenc.h"
#include "FbiDa.h"
#include "FbiAd.h"
#define PI 3.14159
#define J1 0.6791 //浮体慣性モーメント
#define J2 0.0004 //モータ慣性モーメント
#define d1 0.3405 //粘性係数
#define k1 23.94 //復元力係数
volatile HANDLE hDeviceHandle; //デバイスハンドル(外部参照)
volatile HANDLE hDeviceHandle2;
volatile HANDLE hDeviceHandle3;
DASMPREQ SmplConfig; //アナログ出力条件設定構造体
ADSMPLREQ Config; //アナログ入力条件設定構造体
ADSMPLCHREQ SmplChReq[2]; //AD サンプリング条件設定構造体
volatile int count;
volatile double Vf;
double xo1[1501],xo2[1501],x2[1501],P[1501],u[1501],volt[1501];
double Pth=0.01,db=0.00;
int N = 1501;
int ch = 2;
void CALLBACK EventProc(DWORD dwEncID,DWORD dwUser); //コールバック関数
のプロトタイプ宣言

void main(void)
{
    INT    nRet; //関数戻り値
    BYTE    TimerConfig;
    FILE    *fp;
    long    int out1;
    int     I;
    char    filename[16];
    double  time;
    count = 1;

    //エンコーダカウンタボードの初期化
    hDeviceHandle = PencOpen("FBIPENC17",0);
```

```

if (hDeviceHandle == INVALID_HANDLE_VALUE) {
printf("デバイス名 FBIPENC17 は使用できません.\n");
exit(0); //プログラム終了
}

//DA ボードの初期化
hDeviceHandle2 = DaOpen("FBIDA1");
if (hDeviceHandle2 == INVALID_HANDLE_VALUE) {
printf("デバイス名 FBIDA1 は使用できません.\n");
exit(0);
}

//AD コンバーターの初期化
hDeviceHandle3 = AdOpen("FBIAD1");
if(hDeviceHandle3 == INVALID_HANDLE_VALUE){
printf("デバイス名 FBIAD1 は使用できません.\n");
exit(0);
}

//アナログ出力チャンネル数を 1 チャンネル (チャンネル 1) に設定
SmplConfig.ulChCount = 1;
SmplConfig.SmplChReq[0].ulChNo = 1;
SmplConfig.SmplChReq[0].ulRange = DA_10V;
DaSetSamplingConfig(hDeviceHandle2,&SmplConfig);

//AD コンバーターのチャンネルおよびレンジ設定
Config.ulChCount = 2;
Config.SmplChReq[0].ulChNo = 1;
Config.SmplChReq[0].ulRange = AD_10V;
Config.SmplChReq[1].ulChNo = 2;
Config.SmplChReq[1].ulRange = AD_10V;
AdSetSamplingConfig(hDeviceHandle3,&Config);

//割り込みマスクの解除
nRet = PencSetEventMask(hDeviceHandle,ch,0,1);
if(nRet != PENC_ERROR_SUCCESS)
printf("イベントマスクの解除に失敗しました.\n");

//コールバックイベントの登録
nRet = PencSetEventEx(hDeviceHandle,(LPPENCCALLBACKEX)EventProc,0);
if(nRet != PENC_ERROR_SUCCESS)
printf("イベントの登録に失敗しました.\n");

```

```
//カウンタの設定（位相差パルスカウント，4 通倍，非同期クリア，アップカウント，一致検出有効）
```

```
PencSetMode(hDeviceHandle,ch,6,0,1,0);
```

```
PencSetCounter(hDeviceHandle,ch,8388608);
```

```
out1 = 0xFFFF/2;
```

```
DaOutputDA(hDeviceHandle2,1,&SmplConfig.SmplChReq[0],&out1);
```

```
//正弦波の振幅の入力
```

```
printf("実験を開始します．実験機の電源を入れてください．\n");
```

```
printf("初期振動用電圧の値を入力してください.(volt)  ");
```

```
scanf("%lf",&Vf);
```

```
//出力開始
```

```
printf("キーを押してください．計測を開始します.");
```

```
getchar();
```

```
getchar();
```

```
time = 0.01*(N-1);
```

```
printf("計測中．計測時間は%lf[s]．\n",time);
```

```
//タイマーの設定（10ms,1 分周）
```

```
TimerConfig = 48+1;
```

```
PencSetTimerConfig(hDeviceHandle,TimerConfig);
```

```
for(;;){
```

```
if(count >= N)break;
```

```
}
```

```
//タイマー停止
```

```
PencSetTimerConfig(hDeviceHandle,0);
```

```
DaOutputDA(hDeviceHandle2,1,&SmplConfig.SmplChReq[0],&out1);
```

```
//イベント解除
```

```
nRet = PencKillEvent(hDeviceHandle);
```

```
if(nRet != PENC_ERROR_SUCCESS)
```

```
printf("イベントの解除に失敗しました.\n");
```

```
printf("15.000000[s]\n計測が終了しました．実験機の電源を切ってキーを押してください.");
```

```
getchar();
```

```
//ファイルへの書き込み
```

```
printf("データをファイルにセーブします．ファイル名を入力してください.\n");
```

```
scanf("%s",&filename[0]);
```

```

fp = fopen(filename,"wt");
if(fp == NULL)
printf("ファイルを開けませんでした.\n");
for(I = 1; I < N; I++){
fprintf(fp,"%lf,%lf,%lf,%lf,%lf,%lf \n",xo1[I],xo2[I],x2[I],P[I],u[I],volt[I]);
}
fclose(fp);

//終了処理
PencClose(hDeviceHandle);
DaClose(hDeviceHandle2);
AdClose(hDeviceHandle3);
printf("プログラム終了.\n");
}

void CALLBACK EventProc(DWORD dwEncID,DWORD dwUser)
{
INT nRet2;
WORD out2,dw[2];
double t,A,V,Vg;
double A11,A12,A21,A22,B11,B12,B13,B21,B22,B23,Fa1,Fa2,Fb1,Fb2,K11,K12,K21,K22;
xo1[0] = 0; //推定初期角度
xo2[0] = 0; //推定初期角速度
x2[0] = 0; //初期角速度
P[0] = 0; //初期振動エネルギー
u[0] = 0; //初期モータトルク
volt[0] = 0; //初期モータドライバ電圧

//フィードバックゲイン Fa:low gain
Fa1 = -3;
Fa2 = -0.5;

//フィードバックゲイン Fb:high gain
Fb1 = -6;
Fb2 = -2;

//オブサーバゲイン K(極 = [-45 -50])
K11 = 0;
K12 = -66.9525;
K21 = 0;
K22 = 94.4859;

```

```

//A 行列
A11 = 0.9175;
A12 = 0.4226;
A21 = -0.2059;
A22 = 0.3267;

//B 行列
B11 = -0.0038;
B12 = 0;
B13 = -0.4142;
B21 = -0.0094;
B22 = 0;
B23 = 0.6689;

//実験時間の計測
t = (double)(count-1)/100;
if((count-1) % 100 == 0){
printf("%lf[s]\n",t);
}

//初期振動出力(振幅 Vf, 周期 1s の正弦波)
if(count <= 501){
V = Vf*sin(2*PI*t/1);
//リミッターをかける
if(V > 10){
V = 10;
}
if(V < -10){
V = -10;
}
u[count] = (30.2/1000)*(0.9913*V+0.011138);
//レギュレータ・オブサーバ統合システムの離散化状態方程式
xo1[count] = A11*xo1[count-1]+A12*xo2[count-1]+B11*u[count-1]+B13*x2[count-1];
//推定角度(rad)
xo2[count] = A21*xo1[count-1]+A22*xo2[count-1]+B21*u[count-1]+B23*x2[count-1];
//推定角速度(rad/s)
//振動エネルギーの計算
P[count] = k1/2*xo1[count]*xo1[count]+(J1-J2)/2*xo2[count]*xo2[count];
}

//減揺制御
if(count > 501){

```

```

//レギュレータ・オブサーバ統合システムの離散化状態方程式
xo1[count] = A11*xo1[count-1]+A12*xo2[count-1]+B11*u[count-1]+B13*x2[count-1];
//推定角度 (rad)
xo2[count] = A21*xo1[count-1]+A22*xo2[count-1]+B21*u[count-1]+B23*x2[count-1];
//推定角速度 (rad/s)
//振動エネルギーの計算
P[count] = k1/2*xo1[count]*xo1[count]+(J1-J2)/2*xo2[count]*xo2[count];
if(P[count] > Pth){
u[count] = -(Fa1*xo1[count]+Fa2*xo2[count]); //low gain F1
A = u[count]*1000/30.2;
V = (A-0.011138)/0.9913;
//リミッターをかける
if(V > 10){
V = 10;
u[count] = (30.2/1000)*(0.9913*V+0.011138);
}
if(V < -10){
V = -10;
u[count] = (30.2/1000)*(0.9913*V+0.011138);
}
// 不感帯の設定
if(P[count] <= db){
V = 0;
u[count] = 0;
}
}
else{
u[count] = -(Fb1*xo1[count]+Fb2*xo2[count]); //high gain F2
A = u[count]*1000/30.2;
V = (A-0.011138)/0.9913;
//リミッターをかける
if(V > 10){
V = 10;
u[count] = (30.2/1000)*(0.9913*V+0.011138);
}
if(V < -10){
V = -10;
u[count] = (30.2/1000)*(0.9913*V+0.011138);
}
// 不感帯の設定
if(P[count] <= db){
V = 0;

```

```

u[count] = 0;
}
}
}

//DA 出力
out2 = (unsigned short)((V+10)*(0xFFFF/20));
DaOutputDA(hDeviceHandle2,1,&SmplConfig.SmplChReq[0],&out2);

//モータドライバ電圧とジャイロセンサ電圧の計測
nRet2 = AdInputAD(hDeviceHandle3,2,AD_INPUT_DIFF,&Config.SmplChReq[0],&dw);
volt[count] = 20.0/(double)(0xFFFF)*(double)dw[0]-10; //モータドライバ電
圧
Vg = 20.0/(double)(0xFFFF)*(double)dw[1]-10; //ジャイロセンサ電圧
x2[count] = (100*Vg-252.0092)*(PI/180); //角速度 (rad/s)

count++;
}

```